

UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE
Faculté de génie
Département de génie civil

Défaillance structurale du tablier des ponts sous l'action d'un embâcle de glace

Mémoire de maîtrise
Spécialité : génie civil

Etienne PELLETIER-MATTE

Sherbrooke (Québec) Canada

FÉVRIER 2021

MEMBRES DU JURY

Nathalie ROY

Directrice

Mélanie TRUDEL

Codirectrice

Najib BOUAANANI

Évaluateur

Jay LACEY

Rapporteur

RÉSUMÉ

La rupture des ponts par l'action verticale des embâcles de glace en rivière s'avère dramatique sur plusieurs points, et l'occurrence de ce genre d'évènement est accélérée au Québec par le climat qui y est sévère. Ce projet s'inscrit dans l'axe de recherche portant sur la défaillance des ponts causée par les glaces au sein du *Centre d'études interuniversitaire des structures sous charges extrêmes* (CEISCE). Les méthodes de conception actuelles fournies par les normes de conception canadienne d'ouvrages d'art ne couvrent pas le phénomène particulier où la poussée verticale d'un embâcle de glace contre la superstructure d'un pont provoque le soulèvement et l'arrachement du tablier de celui-ci. Un modèle théorique suggéré dans la littérature et basé sur la poussée d'Archimède a le potentiel de permettre l'estimation des forces de soulèvement en jeux.

La première partie de ce projet de recherche consiste en la rédaction d'une revue des connaissances actuelles de la glace, notamment en ce qui a trait à son comportement mécanique. Les interactions en rivière de la glace et des ponts sont ensuite abordées, notamment par l'étude de la rupture de quatre ponts sous l'action des embâcles de glace. Les problèmes structuraux qui découlent de ces interactions avec les glaces sont définis et cet inventaire permet notamment d'établir que les appareils d'appuis constituent le maillon faible des ponts dans un contexte de soulèvement.

La deuxième partie du projet de recherche porte sur l'évaluation du modèle d'estimation statique actuellement proposé dans la littérature pour estimer les forces de soulèvement dues à un embâcle de glace. Quatorze échantillons de glace sont testés en laboratoire dans un canal hydraulique afin de déterminer si la force de soulèvement transmise au tablier d'un pont correspond effectivement à la poussée d'Archimède.

Les résultats confirment le potentiel du modèle proposé dans la littérature. En effet, sous un écoulement permanent, le modèle permet une estimation des charges avec un écart inférieur à 20 % par rapport aux mesures expérimentales. Par contre, sous un écoulement transitoire, l'écart augmente particulièrement, suggérant que la force de soulèvement dépend également d'effets dynamiques qui apparaissent seulement pour des débits élevés.

Mots-clés : interaction glace-structure, charges de glace, charge verticale, pont, embâcle de glace, soulèvement, tablier

REMERCIEMENTS

Ce projet de recherche a été réalisé sous la direction de Nathalie Roy et Mélanie Trudel, professeures au département de génie civil et de génie du bâtiment de l'Université de Sherbrooke. Je désire les remercier de m'avoir donné la chance de faire partie de leur équipe de recherche. Pour vos conseils et votre support, merci.

Cette recherche n'aurait pas été possible sans l'aide de Nicolas Simard et Daniel Breton, avec qui j'ai eu le plaisir de travailler en laboratoire. Sans leur travail et leur générosité, les essais n'auraient pu avoir lieu. Je tiens également à exprimer ma gratitude à Jason Duguay, pour son intérêt dans le projet et sa collaboration au montage expérimental.

J'aimerais souligner l'aide financière apportée par le *Centre d'études interuniversitaire des structures sous charges extrêmes* (CEISCE), qui fut grandement appréciée.

Je désire remercier Jean Proulx, qui tout au long de mon parcours universitaire m'a généreusement offert son support et son expérience. Merci d'avoir su être une référence sur qui j'ai pus compter d'innombrable fois.

Je tiens finalement à remercier ma mère, mon père et ma sœur, qui ont su apporter de précieux conseils. Merci pour vos encouragements et votre support indéfectible.

TABLE DES MATIÈRES

	Page
1 Introduction	1
1.1 Objectifs et méthodologie	3
2 Rappel théorique	5
2.1 Formation de la glace	5
2.1.1 Structure cristalline	6
2.1.2 Processus de formation	7
2.1.3 Classification générale	9
2.2 Propriétés physiques et mécaniques de la glace	10
2.2.1 Densité	11
2.2.2 Épaisseur des couvert de glace	12
2.2.3 Porosité et salinité	13
2.2.4 Rugosité	14
2.2.5 Ténacité	15
2.2.6 Résistance à la flexion	16
2.2.7 Résistance au cisaillement	17
2.3 Comportement mécanique de la glace	18
2.3.1 Module élastique	19
2.3.2 Déformation plastique et fluage	22
2.3.3 Comportement ductile	27
2.3.4 Transition d'un comportement ductile à un comportement fragile .	31
2.3.5 Comportement fragile en tension	31
2.3.6 Comportement fragile en compression	34
3 Interactions glace-structure en rivière	39
3.1 Couverts de glace	39
3.1.1 Modes de rupture longitudinaux	40
3.1.2 Modes de rupture verticaux	47
3.1.3 Réponse dynamique des piles de ponts aux charges de glace	50
3.2 Embâcles de glace	52
3.2.1 Formation des embâcles de glace	53
3.2.2 Propriétés internes	54
3.2.3 Évaluation des efforts lors d'interaction glace-structure	57
3.3 Normes de conception	57
3.3.1 Normes de conception canadiennes	57

3.3.2	Normes de conception américaines	59
4	Étude de cas	61
4.1	Honeymoon Bridge, Niagara Falls, ON	61
4.1.1	Description	62
4.1.2	Effondrement de 1938	63
4.1.3	Post-effondrement	63
4.2	Pont ferroviaire, Perth-Andover, NB	64
4.2.1	Description	64
4.2.2	Effondrement de 1987	65
4.2.3	Post-effondrement	66
4.3	Pont du chemin du Moulin, Saint-Alexis, QC	66
4.3.1	Description	67
4.3.2	Effondrement de 1994	68
4.3.3	Post-effondrement	68
4.4	Walnut Street Bridge, Pennsylvanie, USA	69
4.4.1	Description	70
4.4.2	Effondrement de 1996	70
4.4.3	Post-effondrement	71
4.5	Discussion	72
5	Programme expérimental	75
5.1	Montage expérimental	75
5.2	Conditions d'essai et glace utilisée	76
5.3	Paramètres de l'essai	79
5.3.1	Acquisition des données en continue	80
5.4	Méthodologie expérimentale	81
5.5	Méthodologie théorique	82
6	Résultats et analyses	85
6.1	Résultats expérimentaux	85
6.2	Résultats théoriques	88
6.3	Discussion	90
6.3.1	Limites de l'étude	95
7	Conclusion et recommandations	97
A	Dessins techniques	101
B	Résultats expérimentaux	105
	Liste des références	111

LISTE DES FIGURES

2.1	Diagramme de phase de l'eau, en fonction de la température et de la pression. Adaptée de HOBBS [37].	6
2.2	Structure cristalline de la glace I_h	7
2.3	Représentation schématique du fluage subi par la glace à température constante sous contrainte élevée (I), modérée (II) et faible (III). Adaptée de BARNES, TABOR et WALKER [8].	23
2.4	Déformation dans le temps de la glace sous contrainte constante. Adaptée de SANDERSON [65].	24
2.5	Effet du taux de déformation $\dot{\epsilon}$ sur la courbe contrainte-déformation de la glace chargée en compression. Adaptée de SCHULSON [69].	28
2.6	Contrainte de formation et de propagation des fissures en fonction de la taille des grains. Adaptée de SCHULSON [69].	34
3.1	Principaux modes de rupture des couverts de glace : a) fluage ; b) fissuration radiale ; c) flexion ; d) fissuration circonférentielle ; e) écaillage et délaminage et f) écrasement. Adaptée de SANDERSON [65].	40
3.2	Histogramme de réponse d'une pile de pont sous un impact de glace. Adaptée de MONTGOMERY, GERARD et LIPSETT [51].	50
3.3	Histogramme de réponse d'une pile de pont pour une rupture par écrasement de la glace. Adaptée de MONTGOMERY, GERARD et LIPSETT [51].	51
3.4	Histogramme de réponse d'une pile de pont pour une rupture en flexion de la glace. Adaptée de MONTGOMERY, GERARD et LIPSETT [51].	52
3.5	Diagramme de Mohr d'un embâcle de glace. Adaptée de BELTAOS [12].	55
4.1	Le Honeymoon Bridge, avant l'effondrement de la structure en 1938. Photographies par Madison Sale, adaptée de NIAGARA FRONTIER [55].	62
4.2	Le Honeymoon Bridge, tout juste après l'effondrement de la structure en janvier 1938. Photographies par Madison Sale, adaptée de NIAGARA FRONTIER [55].	63
4.3	Rainbow Bridge, 2008. Adaptée de [42].	64
4.4	Wagons de lest utilisés pour stabiliser le pont de Perth-Andover à l'hiver 1987. Adaptée de HAMBLY [31].	65
4.5	Embâcle secondaire formé à Perth-Andover en 1987. Adaptée de CANADIAN PACIFIC RAILWAY [16].	66
4.6	Localisation du pont du chemin du Moulin et du pont ferroviaire, l'embâcle de glace est également représenté. Adaptée de BELTAOS et BURRELL [14].	67

4.7	Détails de l'embâcle de glace et du pont du chemin du Moulin, soulevé par celui-ci. Adaptée de BELTAOS et BURRELL [14].	68
4.8	Vue d'ensemble de la structure. Adaptée de HISTORIC AMERICAN ENGINEERING RECORD [36].	69
4.9	Extrait des dessins d'atelier de la structure présentant les méthodes de conception et de construction employées par la Phoenix Bridge Company. Adaptée de HISTORIC AMERICAN ENGINEERING RECORD [36].	71
4.10	Détails des connexions métalliques utilisées. Adaptée de HISTORIC AMERICAN ENGINEERING RECORD [36].	72
4.11	État actuel de la structure. a) Vue aérienne, b) Vue approchée. Adaptée de HISTORIC AMERICAN ENGINEERING RECORD [36].	73
5.1	Canal utilisé. Toutes les dimensions sont en millimètre.	76
5.2	Détails de l'appareil de mesure. Toutes les dimensions sont en millimètre.	77
5.3	Positionnement des caméras et de l'appareil de mesure dans le canal. Toutes les dimensions sont en millimètre.	78
5.4	Coupe illustrant la longueur de glace considérée dans la poussée verticale.	83
6.1	Courbes de réponses brutes de l'essai 4.	86
6.2	Acquisition par caméra lors de l'essai 3.	87
6.3	Courbes de réponses des essais 8a, 8b et 8c.	89
6.4	Diagramme en boîte présentant les écarts relatifs.	91
6.5	Comparaison des données expérimentales avec les données théoriques.	92
6.6	L'écart relatif entre les résultats expérimentaux et théoriques présentées selon leur débit d'interaction.	93
B.1	Courbes de réponses brutes de l'essai 1.	106
B.2	Courbes de réponses brutes de l'essai 2.	106
B.3	Courbes de réponses brutes de l'essai 3.	107
B.4	Courbes de réponses brutes de l'essai 4.	107
B.5	Courbes de réponses brutes de l'essai 5.	108
B.6	Courbes de réponses brutes de l'essai 6.	108
B.7	Courbes de réponses brutes de l'essai 7.	109
B.8	Courbes de réponses brutes des essais 8a, 8b et 8c.	109
B.9	Courbes de réponses brutes de l'essai 9.	110
B.10	Courbes de réponses brutes des essais 10a, 10b et 10c.	110

LISTE DES TABLEAUX

2.1	Constantes élastiques théoriques et expérimentales de la glace.	22
2.2	Constantes relatives au fluage secondaire à utiliser avec l'équation 2.24. . .	25
2.3	Constantes relatives au fluage secondaire à utiliser avec l'équation 2.25 . .	26
3.1	Paramètres I et Ψ utilisés dans l'analyse de déformation par fluage. Adapté de SANDERSON [65].	43
5.1	Distribution des morceaux de glace. Adaptée de HEALY et HICKS [33]. . .	78
5.2	Paramètres des essais.	80
6.1	Résultats expérimentaux.	87
6.2	Résultats théoriques.	89
6.3	Écarts relatifs entre les résultats expérimentaux et théoriques.	91
6.4	Test d'égalité des espérances par observations paires.	92

LISTE DES SYMBOLES

α	constante empirique utilisée pour déterminer la déformation plastique différée due au fluage rapport entre la taille des fissures d'un échantillon de glace et le diamètre de ses grains constante empirique entrant dans le calcul du taux de déformation d'un couvert de glace
α'	constante empirique utilisée pour déterminer la déformation plastique différée due au fluage
\mathbf{C}	matrice de rigidité
$\boldsymbol{\sigma}$	matrice de contrainte
$\boldsymbol{\varepsilon}$	matrice de déformation élastique
δ_f	distance séparant deux fissures primaires flèche maximum à la rupture d'un couvert de glace
$\dot{\sigma}$	taux de chargement
$\dot{\varepsilon}_v$	taux de la déformation visqueuse permanente due au fluage secondaire
$\dot{\varepsilon}$	taux de déformation
ε_c	déformation due à la fissuration
γ	poids volumique
κ	constantes, paramètres ou coefficients divers
μ	coefficient de friction interne de la glace coefficient de résistance interne d'un embâcle de glace
ν	coefficient de Poisson
ϕ	angle de frottement interne
Ψ	facteur de compatibilité
ρ	masse volumique densité
σ	contrainte appliquée écart type

σ'	contrainte effective
σ^2	variance
σ_C	contrainte de compression
σ_f	contrainte de flexion
σ_N	résistance nominale de la glace
σ_T	contrainte de traction
σ_Y	contrainte correspondant à la limite d'élasticité
σ_{max}	contrainte effective maximale
σ_{min}	contrainte effective minimale
σ_{t0}	résistance à la propagation des dislocations internes de la glace
σ_x	contraintes interne longitudinale d'un embâcle de glace
σ_y	contraintes interne transversale d'un embâcle de glace
σ_z	contraintes interne verticale d'un embâcle de glace
τ_{xy}	contrainte de cisaillement interne longitudinale d'un embâcle de glace
τ_{yz}	contrainte de cisaillement interne transversale d'un embâcle de glace
τ_{zx}	contrainte de cisaillement interne verticale d'un embâcle de glace
v_a	porosité de la glace due aux gaz
v_b	porosité de la glace due à la saumure
v_t	porosité totale de la glace
ε	déformation
ε_d	déformation plastique différée due au fluage
ε_e	déformation élastique
ε_t	déformation totale
ε_v	déformation visqueuse permanente due au fluage secondaire
A	facteur pré-exponentiel entrant dans l'équation d'Arrhenius
a	demie longueur d'une fissure primaire
a_T	paramètre donné par l'équation 2.21 et utilisé pour déterminer la déformation plastique différée due au fluage (équation 2.20)
C	constante empirique utilisé pour déterminer la déformation plastique différée due au fluage (équation 2.20)
C_0	paramètre adimensionnel entrant dans l'évaluation des efforts internes d'un embâcle de glace

C_i	constante empirique entrant dans l'évaluation des efforts internes d'un embâcle de glace
c_r	longueur initial requise d'une fissure pour qu'il y ait propagation
D	rigidité en flexion d'une plaque
d	diamètre des grains de glace
d_c	diamètre critique des grains de glace
E	module d'élasticité
E'	module de déformation
E_a	énergie d'activation
F	forces diverses
F_{app}	force théorique de l'appareil de mesure causée par la poussé d'Archimède
F_{exp}	forces mesurées expérimentalement
F_{glace}	force théoriques de la glace causée par la poussé d'Archimède
F_{th}	forces déterminées théoriquement
g	accélération gravitationnelle
h	épaisseurs diverses
I	moment d'inertie facteur d'indentation
k	conductivité thermique
K_I	facteur d'intensité de contrainte
K_P	constante empirique relative à la tenacité de la glace coefficient de pression passive
k_t	facteur empirique tenant compte de la capacité de la structure cristalline d'un échantillon de glace à empêcher la transmission de dislocation d'un grain à l'autre
K_x	paramètre adimensionnel entrant dans l'évaluation des efforts internes d'un embâcle de glace
K_d	paramètre empirique entrant dans le calcul de résistance en compression et en traction de la glace
K_{IC}	ténacité
L	enthalpie de fusion
l	longueur d'une fissure secondaire largeur de l'indenteur ou d'une pile de pont
m	masse

n	indice d'écoulement des fluides sans seuil
P	charge exercé par un couvert de glace sur une pile de pont
P_b	charge critique de flambement d'un couvert de glace
P_f	capacité portante d'un couvert de glace
Q	débit
q	constante empirique utilisé pour déterminer la déformation plastique différée due au fluage (équation 2.20)
R	constante universelle des gaz parfaits
S_f	Pente hydraulique
S_i	salinité de la glace
SG	densité relative
T	température
t	temps
U	vitesse relative d'un couvert de glace
V	volume
W_f	travail fourni par un couvert de glace à la rupture
w_f	largeur du canal ou du lit

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

L'étude des interactions entre les glaces et les structures est un sujet d'étude vaste et complexe financé premièrement par les grandes entreprises pétrolières. En effet, la deuxième moitié du XX^e siècle est marqué par une accélération du développement pétrolier en Arctique, poussant plusieurs chercheurs à s'intéresser aux interactions entre la glace et les structures offshore. Les premières découvertes quant au comportement mécanique et aux propriétés de la glace proviennent de ces recherches et sont encore aujourd'hui des références en la matière. Les interactions glace-structure ne se limitent toutefois pas à la glace de mer ; les barrages hydroélectriques sont par exemple sujets à plusieurs interactions avec la glaces d'eau douce. Dans le cadre de ce projet, nous laisserons de côté les interactions entre la glace et les structures offshore et les barrages pour étudier spécifiquement l'interaction entre la glace d'eau douce et les ponts en rivière.

La glace affecte la dynamique fluviale de près de 60 % des rivières en Amérique du Nord [53]. Qu'il s'agisse d'un cycle de gel et de dégel ou de la formation d'embâcle de glace, la glace en rivière caractérise bien les hivers en Amérique du Nord. Bien que l'on retienne plutôt les impacts négatifs de l'action des glaces, il est important de comprendre qu'elles jouent tout de même un rôle important dans la société et pour l'environnement [6]. D'un point de vue récréatif, la glace permet la pêche et les sports d'hiver tels que le patin et le hockey. De plus, au même titre que l'eau lors des saisons chaudes, les réseaux de rivières gelées offrent également des possibilités quant au transport, comme la motoneige ou le traîneau. La glace permet également le transport de certains sédiments en hiver [6], mais peut en excès s'avérer tout aussi dommageable pour l'environnement. Les impacts négatifs de la glace sont en effet bien existants et se font sentir tant chez l'homme que pour l'environnement : elle est responsable d'innombrables inondations printanières, causant pertes matérielles et écologiques. Elle peut aussi obstruer les prises d'eau, nécessaire au

bon fonctionnement des aqueducs des municipalités, et contraindre la production d'électricité en obstruant celles des centrales hydroélectriques. Elle est également responsable de l'endommagement et de la ruine de plusieurs ponts en rivière lors des débâcles et de la formation d'embâcle de glace.

Plusieurs ponts toujours en services sont sujets aux charges verticales potentielles causées par les glaces et pourraient devoir éventuellement résister à des charges pour lesquelles ils n'ont pas été nécessairement conçus, ce qui pourrait mener à leur dégradation partielle ou à leur ruine totale. On rapporte dans la littérature et dans l'actualité plusieurs événements où la formation d'un embâcle de glace sous un pont a causé sa défaillance, tel que :

- La ruine du Honeymoon Bridge en 1938 à Niagara Falls (Ontario) ;
- La ruine de plusieurs ponts en 1970 sur la rivière Miramichi au Nouveau-Brunswick ;
- La ruine d'un pont ferroviaire du Canadian Pacific 1987 à Perth-Andover (Nouveau-Brunswick)
- La ruine du pont du chemin du Moulin en 1994 à Saint-Alexis-de-Matapédia (Québec) ;
- La ruine du pont de Walnut Street en 1996 à Harrisburg (Pennsylvanie) ;
- La ruine du pont ferroviaire de la St-Laurent & Atlantique Railroad et un pont récréatif en 2018 à Sherbrooke (Québec).

L'étude des impacts de la glace sur les ponts en rivières est cruciale en Amérique du Nord puisque plus de la moitié des rivières qui s'y trouve sont affectée par les glaces d'une manière ou d'une autre [53]. Les ponts font partie des structures les plus à risque en rivière et il importe de considérer les charges induites par la glace sur ceux-ci lors de leur conception et de leur réhabilitation. Les contraintes que la glace transmet dépendent des caractéristiques de celle-ci, comme son épaisseur et sa morphologie, mais aussi des conditions environnementales, telles que le débit de la rivière, la force des vents et la température ambiante. L'amplitude de l'interaction entre la glace et la structure dépend également de la géométrie de la structure.

Typiquement, les guides et les normes de conceptions d'ouvrages d'art tiennent bien compte des forces longitudinales induites par la glace, qu'il s'agisse d'un couvert de glace ou d'un embâcle de glace. Toutefois, les charges verticales et les vibrations causées par la glace, et les charges résultant de l'accumulation d'eau et de glace en amont des embâcles de glace ne sont que peu ou pas traitées par ces normes [6] ; les dispositions actuelles ne considèrent que des charges statiques et dynamiques de glace sur les piles, et négligent les charges latérales et verticales potentielles qui pourraient s'appliquer sur le tablier. Il

est donc capital de déterminer les meilleurs moyens pour évaluer ces charges pour éviter l'endommagement ou la ruine prématurée d'ouvrages par les glaces en hiver et pour la réhabilitation des ouvrages existants.

1.1 Objectifs et méthodologie

Le présent projet de recherche s'articule autour de la dégradation des structures de ponts par les charges verticales induites par les embâcles de glace et vise à établir des recommandations quant à la recherche, la conception et les méthodes de réhabilitation des ponts pour prévenir les défaillances causées par celles-ci. L'étude des concepts hydrauliques en lien avec la formation et le comportement en rivière des embâcles de glace ne sera pas abordée. Les objectifs du projet sont décrits ci-dessous :

1. Préparer un état de l'art rigoureux introduisant le domaine des interactions entre les glaces et les structures ;
2. Identifier un ensemble de ponts ayant subi les effets des embâcles de glace et où la ruine partielle ou totale de l'ouvrage a été observée. Ces études de cas seront utilisées pour dresser un portrait des problèmes structuraux dus aux embâcles de glace ;
3. Préparer et mettre en œuvre un programme expérimental en laboratoire pour étudier les effets verticaux des embâcles de glace sur la superstructure des ponts en rivière ;
4. Formuler des recommandations quant à l'estimation des charges verticales dues aux embâcles de glace sur les ponts dans un contexte de recherche en réhabilitation et en conception des superstructures de pont.

Les chapitres 2 et 3 présentent l'état de l'art sur le sujet, qui est primordiale pour aborder adéquatement le projet de recherche. La glace est un matériau complexe qui est en général peu étudié. La caractérisation de ses propriétés et de son comportement mécanique est beaucoup plus laborieuse que lorsque l'on traite de l'acier par exemple. La deuxième partie de l'état de l'art aborde les interactions entre les glaces et les ponts en rivière. Finalement, les normes actuelles de conception d'ouvrage d'art canadiennes et américaines relatives au sujet sont présentées afin de mettre en lumière les lacunes des codes.

L'identification et l'analyse de ponts ayant subi une ruine est présenté au chapitre 4 et permettent d'évaluer qualitativement les dommages causés par les embâcles de glace et de tirer des conclusions quant aux problèmes structuraux en cause lors des ruines. De façon générale, ces ponts ont été soumis à une charge verticale, appliquée au niveau inférieur du tablier, qui a engendré la ruine partielle ou totale de l'ouvrage par le soulèvement et

l'arrachement de la superstructure. L'étude de la ruine de ponts tirés de l'actualité permet d'identifier les problèmes structuraux qui ont mené à la défaillance de l'ouvrage.

Les chapitres 5 et 6 présentent le programme expérimental qui a été développé dans un objectif de démonstration de faisabilité du modèle hypothétique soulevé dans la littérature. Pour y parvenir, des essais expérimentaux sont réalisés et leurs résultats sont comparés aux résultats obtenus du modèle de référence. Les essais, tout comme l'analyse, sont conduits en s'appuyant sur une hypothèse provenant de la littérature [12, 13, 15, 86] qui stipule que l'évaluation de la poussée d'Archimède permet d'estimer adéquatement les forces qui sont en jeux dans l'interaction verticale entre un embâcle de glace et une structure.

Finalement, des recommandations sont émises au chapitre 7 quant au développement des méthodes d'estimation des charges verticales dues aux embâcles de glace sur les ponts dans un contexte de recherche pour la conception et la réhabilitation des ouvrages d'art.

CHAPITRE 2

RAPPEL THÉORIQUE

Contrairement à l'acier, qui est un matériau très bien caractérisé, beaucoup de travail reste à accomplir pour comprendre précisément le comportement mécanique de la glace et cette section se veut une introduction au sujet. Cet état de l'art présente donc les différentes connaissances sur la glace qui ont été établies jusqu'à maintenant. Il ne s'agit pas ici de présenter en détail les théories qui régissent les propriétés de la glace et son comportement mécaniques, mais plutôt d'offrir un point de départ dans la compréhension des phénomènes en lien avec la glace.

On dénombre plusieurs types de glaces qui peuvent se former à différentes températures et pressions atmosphériques. Toutefois, seul le type I_h se forme naturellement en rivière et sur les lacs durant l'hiver. Les propriétés physiques de ce type de glace, telles que la densité et la porosité, et ses propriétés mécaniques, telles que la résistance à la flexion, seront abordées de façon à introduire les concepts de bases du comportement mécanique de la glace.

2.1 Formation de la glace

La glace n'est pas un matériau couramment utilisé en ingénierie puisqu'il est très difficile de prévoir son comportement mécanique. Cette difficulté provient principalement de la température à laquelle on la retrouve habituellement : entre -40 et 0°C , ce qui est extrêmement proche de son point de fusion. Dans cet intervalle de température, les propriétés mécaniques et physiques de la glace dépendent beaucoup de la température et il est donc particulièrement difficile d'établir des relations empiriques définissant ses propriétés [37, 65, 70]. De façon similaire, la salinité de l'eau joue elle aussi un grand rôle dans la défini-

tion du comportement mécanique ; les chercheurs font généralement la distinction entre la glace d'eau douce et la glace d'eau salée lors de l'étude de la glace [37, 49, 65, 70].

La glace d'eau douce se forme à la surface des étendues d'eau douce, principalement les lacs, rivières et fleuves. La glace qui se forme à la surface des continents en région polaire se nomme spécifiquement calotte polaire. La glace d'eau salée, comme son nom l'indique, se forme plutôt à la surface des océans et des mers, majoritairement en Arctique et en Antarctique [37, 49, 65] ; on l'appelle alors banquise. Puisque cette dernière n'est pas marquée par un cycle de fonte et de formation, on distingue habituellement la banquise saisonnière, qui a moins d'un an, de la banquise pérenne, vieille de plusieurs années et généralement beaucoup plus épaisse [37, 49, 65].

2.1.1 Structure cristalline

Il existe douze configurations cristallines de la structure interne de la glace et deux configurations amorphes [37, 49]. La glace usuelle qui se forme à des températures hivernales et sous des pressions atmosphériques normales se nomme glace I_h . Les cristaux sont alors arrangés en une répétition précise d'hexagones [37, 49, 68]. Il s'agit de la glace typique que l'on retrouve l'hiver sur les cours d'eau.

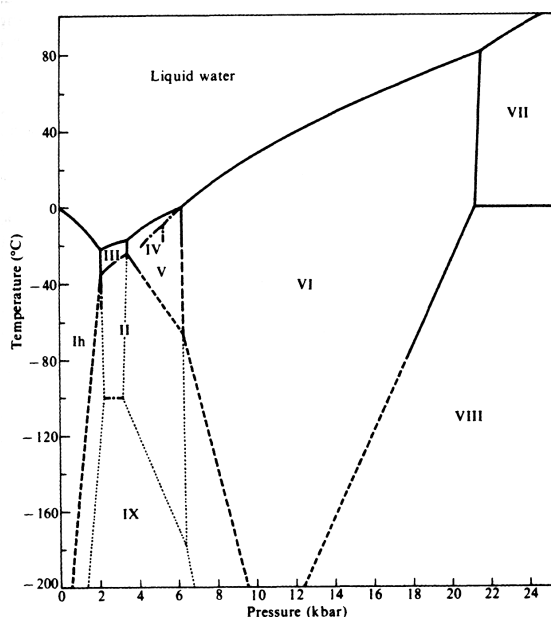


Figure 2.1 Diagramme de phase de l'eau, en fonction de la température et de la pression. Adaptée de HOBBS [37].

L'arrangement cristallin de la glace I_h est caractérisé par arrangement tétraédrique des atomes d'oxygène. Les atomes d'oxygène sont chacun liés à deux atomes d'hydrogène par une liaison covalente. Les molécules d' H_2O sont liées entre elles par des liaisons hydrogène entre un atome d'hydrogène et un atome d'oxygène. L'arrangement final est en forme d'hexagone dont les extrémités sortent du plan tout en possédant une symétrie, comme illustré à la figure 2.2. MICHEL [49] offre une autre caractéristique importante de l'arrangement moléculaire des cristaux de la glace ordinaire : les molécules sont arrangées en plans, tous normaux à l'axe principale (axe cristallographique c). Cet axe est particulièrement d'intérêt puisque les propriétés mécaniques de la glace sont plus élevées le long de celui-ci que le long des deux autres axes orthogonaux.

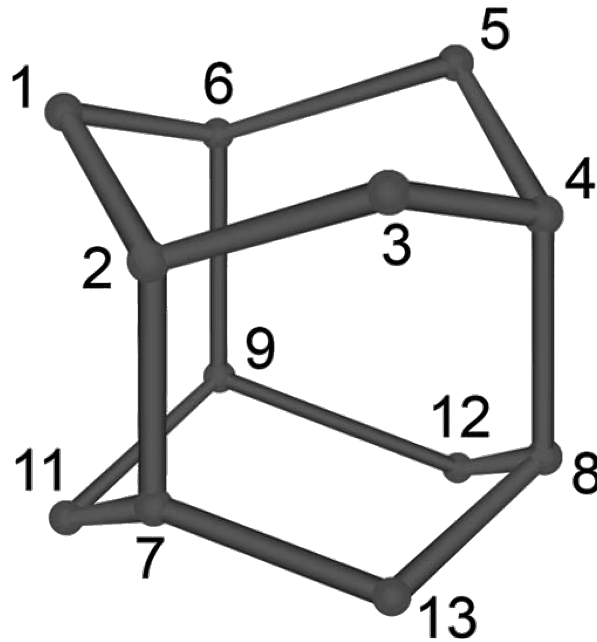


Figure 2.2 Structure cristalline de la glace I_h .

2.1.2 Processus de formation

Seule la formation de la glace au sein d'une étendue d'eau sera abordée ici. La formation de la glace continentale, bien qu'existante, ne s'avère pas pertinente dans le présent contexte. Il existe ainsi trois manières principales par lesquelles la glace peut se former à la surface d'une étendue d'eau douce ou salée : la nucléation de surface, la nucléation de frasil et la chute de neige [37, 49, 65]. La formation initiale joue un rôle capital dans l'arrangement

cristallin de la glace et dans le développement de ses propriétés physiques et mécaniques [65].

La nucléation de surface se produit par la formation de cristaux de glace à la surface d'étendues d'eau calmes. La nucléation nécessite un gradient de température suffisamment grand entre l'air et l'eau pour générer une mince couche d'eau surfondue dans laquelle les cristaux se formeront [49, 65]. En général, les cristaux se forment depuis les rives, où l'eau refroidit plus rapidement, vers le centre de l'étendue d'eau. La magnitude du gradient impacte directement la vitesse de formation et l'arrangement cristallin ; un petit gradient de température provoque une formation lente et contrôlée. Les cristaux sont alors alignés entre eux selon leur axe principal qui est perpendiculaire à la surface de l'eau [49, 65]. Un plus grand gradient de température favorisera une formation plus rapide au détriment de la régularité de l'arrangement cristallin ; plutôt que d'être aligné entre-eux, les cristaux se forment selon une orientation aléatoire. La glace résultante d'une telle formation se montre plus faible mécaniquement que la glace formée lentement [49, 65].

La nucléation de frasil se produit surtout en rivière. Les turbulences causées par le courant génèrent des échanges thermiques entre les couches d'eau plus froide de la surface et les couches d'eau inférieures plus chaude. La cristallisation de l'eau se produit ainsi en profondeur, formant des particules de glace circulaires dont la grosseur dépend de l'intensité des turbulences qui s'agglomèrent entre elles pour former du frasil [49, 65]. La cristallisation s'arrête lorsque la température de la surface de l'eau atteint 0°C [49]. Dans certaines régions, le cycle du jour et de la nuit ne permet la formation de frasil que la nuit, lorsque les températures journalières atteignent leur minimum [49].

Finalement, la chute de neige est la troisième façon dont la glace peut se former. Dans le cas où la température de la surface d'une étendue d'eau calme est supérieure à 0°C , la neige qui s'y accumule permettra une réduction appréciable de la température, contribuant à la congélation des premières couches d'eau [49, 65]. Dans le cas d'un cours d'eau turbulent, si la température est supérieure 0°C , la neige n'entraînera pas la congélation de la surface de l'eau et fondra avant de pouvoir s'accumuler puisque les échanges thermiques entre les couches d'eau assurent un état d'équilibre stable de la température de celles-ci. Le seul cas où une chute de neige entraîne la formation de glace en eaux turbulentes est celui où la température de l'eau est au point de congélation [49].

Les trois mécanismes de formation de la glace présentés ici s'appliquent uniquement à la glace se formant sur des étendues d'eau telles que des rivières, des lacs, les mers et les océans. La formation de glace continentale, des glaciers et des icebergs est beaucoup plus

complexe et n'est pas d'intérêt dans le cadre du présent projet de recherche. Toutefois, leurs formations est présentés en détail dans [49] et [65].

2.1.3 Classification générale

La structure cristallographique et son processus de formation peuvent être classés en trois grandes catégories : la glace primaire, secondaire et la glace superposée. La glace est ensuite sous-divisée selon la taille de ses grains et son orientation cristallographique [49, 65]. Ce système de classification a été proposé par Michel et Ramseier en 1971 et est largement utilisé aujourd'hui dans la littérature [65, 70].

La **glace primaire** est la première couche de glace à se former à la surface d'une étendue d'eau. Généralement, elle apparaît à la suite de la nucléation de surface et se caractérise par une structure et une texture très uniforme. Sur les lacs, cette couche ne dépasse généralement pas le millimètre d'épaisseur. En rivière et dans les fleuves, la glace primaire consiste en un amas de frasil qui peut être de très grande taille. Selon la nomenclature établie par MICHEL [49, 65], la glace primaire se sous-divise en quatre sous-catégories : P1, P2, P3, et P4. Le diamètre des grains de glace varie de moins d'un millimètre à plus de 20 mm. La structure cristallographique n'est pas consistante entre les sous-catégories, la glace primaire peut se former selon un arrangement cristallin très ordonné et très serré, sur des étendues d'eaux calmes (P1 et P2), ou selon un arrangement cristallin complètement aléatoire en eaux turbulentes (P3 et P4). La glace primaire sert de base à la formation des autres types de glace.

La **glace secondaire** est caractérisée par une formation parallèle au mouvement thermique, qui est généralement perpendiculaire à la surface de l'eau. Ce type de glace se forme sous la couche de glace primaire et hérite généralement des propriétés physiques et cristallographiques de celle-ci [49]. En eaux turbulentes, elle se forme par l'agglomération de frasil sous la couche de frasil primaire. Dans tous les cas, la glace secondaire s'intègre à la glace primaire des couverts de glace et des banquises [49, 65]. La nomenclature de MICHEL [49] prévoit cinq sous-catégories de glace secondaire. Les trois premières sont caractérisées par une orientation cristalline verticale et régulière empruntée à leur couche primaire P1 ou P2 sous laquelle elles se forment [49], tandis que les deux dernières possèdent plutôt une orientation aléatoire puisqu'elles se trouvent surtout en eaux turbulentes [49]. La glace de type S2 est le type de glace secondaire le plus courant [37, 49, 65, 70] et se caractérise par une orientation cristallographique initialement aléatoire et qui, avec la profondeur, devient verticale [49, 65].

La **glace superposée** est une couche de glace qui se forme au-dessus de la couche de glace primaire, à l'inverse de la glace secondaire. Elle se forme généralement par accumulation d'eau ou de neige sur le couvert de glace qui gèle et se transforme en une couche supérieure [49, 65]. Les glaces superposées se divisent en trois sous-catégories selon le type d'accumulation. Le type T1 est particulièrement d'intérêt puisqu'il se forme en rivière lorsqu'un mélange d'eau et de neige sur la couche primaire gèle [49]. Ce type de glace possède une cristallographie complètement aléatoire et peut être traité comme un matériau isotrope, contrairement aux glaces primaires et secondaires [49, 69].

Finalement, les **glaces agglomérées** regroupent les glaces dont la formation particulière ne permet pas de les classer dans l'une ou l'autre des catégories précédentes. Elles se forment par agglomération de glaces d'origines diverses et sont caractérisées par des grains de dimensions très variables et un arrangement cristallins tantôt ordonnés tantôt aléatoires [49, 65]. On retrouve généralement les glaces agglomérées en eaux turbulentes, où la rencontre entre plusieurs masses de glace est probable. Les rides de pressions, trouvées sur les banquises, et les embâcles de glace sont deux exemples de glaces agglomérées [49, 65].

Puisque le présent projet de recherche se concentre principalement sur la glace trouvée en rivière lors des périodes de dégel, les types de glace S2 et T1 sont les plus pertinents et serviront de référence dans les prochaines sections. Ces deux types de glaces diffèrent principalement par leur arrangement cristallin : la glace S2, dite *glace colonnaire*, se forme de manière stable, et les axes principaux des cristaux sont alignés entre-eux ce qui confère à ce type de glace de meilleures propriétés mécaniques le long de cet axe [49]. On la considère alors comme transversalement isotrope, comme le bois [49, 65, 69]. La glace T1, granulaire, se forme de manière instable et se compose de cristaux qui ne sont pas alignés entre eux. On considère que ce type de glace est isotrope et ne présente pas d'axe principal [49, 65, 69]. Les prochaines sections aborderont les propriétés physiques et mécaniques de la glace en considérant l'anisotropie de l'arrangement cristallin de la glace.

2.2 Propriétés physiques et mécaniques de la glace

La salinité de l'eau joue un rôle majeur dans la définition de la résistance mécanique de la glace, et plutôt que de considérer la glace d'eau douce et la glace d'eau salée comme deux matériaux différents avec chacun leurs propres propriétés mécaniques, les chercheurs considèrent généralement la glace d'eau douce comme un cas particulier de la glace dans lequel la salinité est nulle. Lors de la formation de la glace en eau salée, des poches

de saumures sont emprisonnées dans la glace ; ces poches réduisent considérablement la résistance mécanique de la glace [65, 69]. La glace d'eau douce est ainsi plus résistante que la glace d'eau salée.

De plus, comme vue à la section 2.1, la glace se présente naturellement sous plusieurs formes. Deux grandes catégories de glace sont étudiées ici ; la glace S2, de type colonnaire, et la glace T1, de type granulaire [65, 69].

La glace granulaire possède des propriétés mécaniques isotropiques [49, 65]. Puisqu'aucun plan préférentiel n'existe, le système orthogonal fait usage des trois axes usuels x , y et z , et leur effort associé respectif, σ_{11} (effort maximum), σ_{22} (effort intermédiaire) et σ_{33} (effort minimum). Ils peuvent être utilisés de façon interchangeable.

La glace colonnaire possède plutôt des propriétés orthotropes, c'est-à-dire que ses propriétés sont différentes selon l'axe étudié [49, 65, 69]. L'axe z est défini comme parallèle à l'axe c de la microstructure des cristaux de glace et constitue l'axe fort. L'effort normal σ_{33} qui lui est associé agit dans sa direction. Les axes x et y et leur effort respectif σ_{11} et σ_{22} agissent transversalement à l'orientation de la microstructure et peuvent être utilisés de façon interchangeable.

Les propriétés qui sont présentées ici ne dépendent pas vraiment du taux de chargement ou de déformation, à l'inverse des comportements en traction ou en compression pures. Ces dernières sont en effet plus complexe à aborder puisqu'elles dépendent notamment du type de comportement (ductile ou fragile) et du type déformation (élastique ou plastique). Les comportements mécaniques de la glace seront abordés au chapitre 2.3.

2.2.1 Densité

La densité théorique peut être déterminée par l'analyse de la cristallographie de la glace pure [49]. La densité d'un cristal est le rapport entre la masse des atomes qui le compose et le volume dans lequel ils sont conscrits, soit :

$$\rho_i = \frac{m}{V} \quad (2.1)$$

où ρ est la densité, m la masse et V le volume.

Le volume d'une maille du réseau cristallin de glace peut être obtenue selon $V = ca^2 \sin 60$, où c est la longueur de la maille selon l'axe c et a est la longueur du plan perpendiculaire à l'axe c . En utilisant les valeurs $c = 7,367 \times 10^{-10}$ m et $a = 4,523 \times 10^{-10}$ m [49], le volume d'une maille est $130,52 \times 10^{-30}$ m³. Et puisqu'elle est composée de quatre molécules d'eau,

le volume d'une mole de glace est $1,965 \text{ m}^3/\text{mol}$. Finalement, en considérant que la masse d'une mole de glace est $18,015 \text{ g/mol}$, on obtient une densité théorique de $916,9 \text{ kg/m}^3$ [49] en utilisant l'équation 2.1. La densité théorique n'offre pas une donnée représentative de la densité naturelle de la glace puisqu'elle ne tient pas compte des imperfections de la cristallographie ni de la porosité causée par l'eau salée.

Quatre méthodes expérimentales sont utilisées pour mesurer la densité de la glace [81, 83]; les deux premières font appel au rapport de la masse au volume; le volume étant mesuré directement dans le premier cas et par déplacement dans le deuxième cas. La troisième méthode mesure la densité relative et la quatrième utilise les concepts d'équilibre isostatique pour déterminer la densité d'un couvert de glace flottant. Ces quatre méthodes varient grandement en complexité et en exactitude des résultats qu'elles produisent.

La densité mesurée expérimentalement varie de $916,7 \text{ kg/m}^3$ à $922,0 \text{ kg/m}^3$ pour la glace d'eau douce, avec une diminution de celle-ci pour une augmentation de la température. Ces résultats sont proches de la valeur théorique déterminée par MICHEL [49, 81]. Pour la glace d'eau salée, la densité varie selon la position de la glace par rapport au niveau de l'eau; sous la surface, les résultats varient de 900 kg/m^3 à 940 kg/m^3 tandis qu'au-dessus de la surface ils varient plutôt de 840 kg/m^3 à 910 kg/m^3 [81]. À l'inverse de la glace d'eau douce, la densité de la glace d'eau salée augmente avec une augmentation de la température et de la salinité [81]. La grande variabilité qui existe dans les résultats expérimentaux est attribuée par plusieurs auteurs à la nature inconsistante de la glace.

2.2.2 Épaisseur des couverts de glace

L'épaisseur de glace est une des propriétés les plus importantes de la glace puisqu'elle dicte notamment la résistance et la capacité portante d'un couvert de glace. Les mécanismes de fracture des couverts sont également fonction de l'épaisseur et la vitesse à laquelle un navire peut naviguer en eaux prises par la glace dépend également de celle-ci [83].

Si on considère que la température de la glace en contact avec l'air est égale à la température ambiante, il est possible d'établir l'évolution de l'épaisseur d'un couvert de glace en fonction du temps et de la température avec l'équation de Stephan [6, 83];

$$h = \sqrt{\frac{2k_i(T_m - T_a)t}{\rho_i L_i}} \quad (2.2)$$

où k_i est la conductivité thermique de la glace, ρ_i est sa densité, L_i est l'enthalpie de fusion, T_m est la température à l'interface eau-glace, T_a est la température ambiante et t est le

temps en jour. En utilisant les valeurs caractéristiques de la glace $k_i = 2,22 \text{ W m}^{-1} \text{ °C}^{-1}$ et $L_i = 333,5 \text{ J/g}$ [6, 37], l'équation 2.2 peut être simplifiée :

$$h = 0,035\alpha\sqrt{\sum (T_m - T_a) t} \quad (2.3)$$

où la somme est l'intégration de la variation de la température $(T_m - T_a)$ dans le temps t en jour et où h est l'épaisseur du couvert en mètre. La constante α est utilisée pour tenir compte de l'isolation fournie par les dépôts de neige sur la surface du couvert. Cette constante est toujours inférieure à l'unité [6, 83].

Notons que les valeurs de conductivité thermique et d'enthalpie de fusion, k_i et L_i , dépendent légèrement de la température lorsque celle-ci est inférieure à -40 °C . Puisque l'intervalle de température d'intérêt est supérieur à cette limite, l'équation simplifiée fournit une approximation suffisante [6].

2.2.3 Porosité et salinité

La salinité de la glace varie selon la profondeur en plus de changer dans le temps puisque le sel a tendance à se déplacer vers le fond de l'eau [83]. Il est donc particulièrement complexe d'évaluer précisément le taux de salinité d'un volume de glace d'eau salée en fonction de la profondeur et du temps. Il est plutôt préférable d'établir la salinité moyenne de la glace en fonction de l'épaisseur du bloc de glace. L'équation suivante permet d'obtenir la salinité moyenne S_i de la glace en partie par millier ppm :

$$S_i = 4,606 + \frac{91,603}{h_i}, \quad h_i < 200 \text{ cm} \quad (2.4)$$

où h_i est l'épaisseur de la glace en centimètre.

La salinité seule n'est en soit pas une donnée particulièrement intéressante. La quantité de saumure v_b présente dans la glace est beaucoup plus pratique puisqu'elle intègre la salinité et l'effet de la température dans une seule propriété. La relation entre le volume de saumure, la salinité et la température s'exprime :

$$v_b = S_i \left(\frac{49,185}{|T_i|} + 0,532 \right) \quad (2.5)$$

où v_b est exprimé en ppm. Cette équation, tout comme l'équation 2.4, ne s'applique pas à la glace sujette aux périodes de fonte ou à la glace vieille de plusieurs années [83]. Il

n'existe pas de méthode fiable pour évaluer la quantité de sel ou de saumure dans la glace pérenne [83].

La glace d'eau salée, en plus des poches de saumures, contient aussi des poches de gaz. La porosité totale v_t de la glace est la somme du volume de saumure et du volume d'air présent dans la glace [83]. Elle vaut :

$$v_t = v_b + v_a \quad (2.6)$$

où v_b est exprimé en ppm et v_a est le volume d'air en ppm [83]. Bien que des équations empiriques permettent de déterminer la quantité de saumure dans la glace (équation 2.5 par exemple), déterminer v_a s'avère particulièrement complexe [21, 83]. Des méthodes pour évaluer v_a et la porosité totale sont données dans [21].

2.2.4 Rugosité

Quelques essais ont été conduits sur la glace pour en déterminer le coefficient de friction. Cette propriété s'avère utile dans un contexte d'interaction entre un couvert ou un embâcle de glace et une structure. Lorsque de la glace entre en contact avec des piles de ponts faites de béton par exemple, des efforts de friction se développent entre la glace et le béton.

Ce coefficient a été déterminé en laboratoire et dépend de la vitesse à laquelle la glace se déplace. Ainsi, à faible vitesse, inférieure à 10 mm/s, un coefficient moyen entre 0,1 et 0,2 a été déterminé pour la glace en contact avec du béton ou de l'acier [83]. Pour des vitesses plus élevées, le coefficient est plus faible, entre 0,05 et 0,1. Ainsi, le coefficient de friction de la glace est le plus grand pour des vitesses faibles, et lorsque la glace est en contact avec des matériaux plus rugueux [83].

Toutefois, le coefficient de friction est grandement influencé par la formation d'une fine couche d'eau entre la glace et la surface de contact qui lubrifie et facilite le glissement de la glace sur la surface [37]. Deux phénomènes permettent d'expliquer la formation de cette couche d'eau : premièrement, les efforts de friction qui se développent génèrent de la chaleur qui fait fondre la glace en contact avec l'autre matériau, et deuxièmement, lorsque des contraintes de compression se développent entre la glace et l'autre matériaux, un ramollissement et une fonte locale de la glace sont également observés [37].

Lorsqu'un couvert de glace ou un embâcle de glace s'étant sur une distance considérable en rivière, le débit et la hauteur d'eau s'avère influencé par la rugosité de la glace étant donné que le couvert augmente le périmètre mouillé [48]. Plusieurs essais en rivières ont

été conduits au Canada afin d'évaluer le coefficient de Manning de la glace. Il se trouve que le coefficient de Manning de la glace peut varier en fonction du temps, mais aussi en fonction de l'épaisseur du couvert de glace. En effet, le coefficient de Manning atteint un maximum en milieu d'hiver tandis qu'il est à son minimum à la fin de la saison hivernale [48].

Des essais *in situ* ont permis de déterminer une valeur moyenne du coefficient de Manning équivalent pour la période hivernale complète. Ce coefficient intègre la rugosité de la glace et celle du lit de la rivière. Les coefficients déterminés empiriquement se situent entre 0,013 et 0,04. Par contre, la variation du coefficient de Manning d'année en année pour un même site peut atteindre 36 % [48], ce qui reflète la difficulté de déterminer précisément une valeur de rugosité pour la glace par des essais sur le terrain [48], et plus particulièrement pour les couverts de glace en rivière.

2.2.5 Ténacité

La ténacité d'un matériau est sa capacité à résister à la propagation d'une fissure [83]. Cette propriété est largement utilisée dans la modélisation du comportement en compression de la glace et de sa transition d'un comportement ductile à un comportement fragile [69].

La mécanique de la rupture définit généralement la ténacité du mode I (traction) comme une relation entre le taux de libération d'énergie G_c , le module élastique E , et le coefficient de Poisson ν , [83] qui s'exprime :

$$K_{IC}^2 = \frac{G_c E}{1 - \nu^2} \quad (2.7)$$

où K_{IC} est la ténacité du matériau et où l'indice I indique le mode de rupture en traction. La littérature suggère un taux de libération d'énergie $G_c = 0,2 \text{ J/m}^2$ [56].

Puisque la ténacité est intrinsèquement liée au module élastique et au coefficient de Poisson, une dépendance à la température n'existe pas réellement [64, 71, 83], pas plus qu'au taux de chargement du spécimen [64]. Ces conclusions sont d'autant plus soutenues par des essais expérimentaux [56, 64], qui ont démontré l'indépendance de la ténacité aux variations de température et de taux de chargement. Toutefois, NIXON et SCHULSON [56] ont démontré que bien que la ténacité n'est pas directement affectée par un changement de température, d'autres mécanismes simultanés le sont. Ces autres mécanismes peuvent affecter à leur tour la résistance à la propagation de fissures. En général, une diminution

de température conduit à une augmentation de la ténacité [56, 83]. La valeur moyenne de K_{IC} , largement utilisée dans la littérature, est de $0,1 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ [64, 65, 69, 83].

D'autres recherches ont démontré que la dimension des grains de glace impacte grandement sa ténacité [56, 69]. De façon analogue à ce qui est observé dans le comportement des céramiques et des roches, un processus de durcissement causé par la formation de microfissures est également présent dans la glace [56, 64]. Une modification de l'équation 2.7 qui tient compte du rôle de la taille des grains est proposée par NIXON et SCHULSON [56] :

$$K_{IC} = \sqrt{\frac{G_c E}{1 - \nu^2}} + \frac{K_d}{\sqrt{d}} \quad (2.8)$$

où K_d est un paramètre empirique et d correspond au diamètre des grains [56, 57]. Ces chercheurs ont également développé une version empirique plus pratique de l'équation 2.8 qui s'écrit :

$$K_{IC} = 58,3 + \frac{42,4}{\sqrt{d}} \quad (2.9)$$

où d s'exprime en millimètres et K_{IC} a pour unité $\text{kPa}\sqrt{\text{m}}$.

2.2.6 Résistance à la flexion

La résistance à la flexion est un paramètre d'ingénierie particulièrement intéressant puisque la glace cède généralement en flexion plutôt qu'en compression ou en traction [83]. La majeure partie des chercheurs s'est appuyée sur des données expérimentales pour de définir des équations qui permettent d'estimer la capacité en flexion de la glace, d'où la nature très empirique des modèles qui sont présentées. Toutefois, la quantité de données expérimentales a considérablement augmenté au fil des années, permettant des estimations particulièrement fiables [2, 83] de la résistance à la flexion de la glace.

Contrairement à la compression simple, la capacité en flexion de la glace ne dépend pas du taux de chargement [2, 78, 83], tandis que le rôle de la variation de la température est négligeable [82, 83]. En négligeant tout effet d'échelle [82, 83], la capacité en flexion est fonction que du volume de saumure présent dans la glace [1, 2, 26, 82, 83].

L'équation suivante fut proposée en 1994 par TIMCO et O.'BRIEN [82] pour estimer la résistance en flexion de la glace σ_f en fonction du volume de saumure v_b .

$$\sigma_f = 1,76e^{-0,186\sqrt{v_b}} \quad (2.10)$$

où σ_f est exprimé en MPa et v_b en ppm. Cette équation s'applique également à la glace d'eau douce (avec $v_b = 0$) puisqu'elle a été développée en considérant les données expérimentales disponibles pour la glace d'eau salée et d'eau douce.

WILLIAMS et PARSONS [90] ont étudié l'effet d'échelle dans la résistance à la flexion de la glace, qui était négligé jusqu'alors. Des observations ont permis de déterminer que la résistance est plus faible dans les spécimens plus gros. Les concepts statistiques qui soutiennent ces résultats impliquent qu'un échantillon de plus grande taille a plus de chance de contenir plus de défauts qu'un échantillon de moindre taille, ce qui nécessairement influence à la baisse la résistance à la flexion [1, 2, 26]. Un facteur d'échelle basé sur un volume de référence V_0 a été ajouté à l'équation 2.10 pour tenir compte de cet effet. L'équation a également été retravaillée dans les dernières années pour considérer une plus large quantité de données expérimentales. L'équation s'écrit maintenant :

$$\sigma_f = \begin{cases} 0,84 \left(\frac{V}{V_0} \right)^{-0,13} & \text{pour la glace d'eau douce,} \\ 1,324 \left(\frac{V}{V_0} \right)^{-0,054} e^{-0,1571\sqrt{v_b}} & \text{pour la glace d'eau salée,} \end{cases} \quad (2.11)$$

et où σ_f est exprimé en MPa et v_b en ppm, V est le volume de la poutre, et V_0 est le volume de référence unitaire qui vaut 1 m^3 .

Finalement, bien que ce paramètre est bien défini par l'équation 2.11, ALY et al. [2] ont proposé plus récemment l'ajout du paramètre e^r pour considérer la dispersion statistique des données expérimentales de la glace. Ce paramètre a été établi par analyse statistique des données disponibles.

2.2.7 Résistance au cisaillement

La résistance au cisaillement de la glace n'est que peu utilisée puisque la glace, soumise à un cisaillement, cédera sous tension plutôt qu'en cisaillement pur. Ainsi, peu d'essais furent menés pour mesurer directement la résistance au cisaillement [83], qui est ultimement contrôlée par la résistance en traction de la glace.

La résistance au cisaillement de la glace varie de 0,02 MPa à 2,3 MPa selon la température et la porosité de la glace. Ces résultats indiquent une grande dispersion dans les données utilisées. Toutefois, elles permettent quand même de tirer des conclusions quant à la résistance au cisaillement. La résistance augmente ainsi avec une diminution de la température ; à 1,6 MPa pour des températures allant de -7°C à -5°C jusqu'à 2,3 MPa

pour des températures allant de -13°C à -10°C [83]. TIMCO et FREDERKING [80, 83] ont plutôt obtenu des valeurs entre 0,55 MPa et 0,90 MPa pour la glace S2 (colonnaire). Ils conclurent que la résistance au cisaillement est maximale lorsque le plan de cisaillement est perpendiculaire à l'axe principal de la glace, et à son minimum lorsqu'il est orienté parallèlement à cet axe [80, 83]. Ils conclurent également que la résistance au cisaillement dépend de la porosité totale de la glace plutôt que du volume de saumure.

À ce jour, cette propriété n'est pas particulièrement bien comprise à ce jour par les chercheurs, démontrant d'un même coup la nécessité de poursuivre les recherches dans ce domaine [83].

2.3 Comportement mécanique de la glace

La glace d'eau douce présente deux comportements lorsque soumise à un effort axial unidirectionnel ; un comportement ductile, caractérisé par un écrouissage et un recuit, et un comportement fragile, caractérisé par une fissuration rapide et une rupture nette [28, 65, 67, 68]. Tandis que le comportement mécanique des matériaux homogènes reste sensiblement le même, peu importe la vitesse de déformation $\dot{\epsilon}$, la glace, elle, présente plutôt une réponse qui est fonction de celle-ci.

L'étude du comportement mécanique de la glace se divise bien en deux parties. La première permet de couvrir la réponse ductile de la glace à des charges. Cette réponse possède la particularité d'offrir une déformation lente et continue plutôt qu'une déformation rapide suivie d'une rupture. Des fissures peuvent se former, mais elles ne se propagent généralement pas. Bien que la réponse ductile de la glace ne soit pas considérée comme une rupture en soit, d'un point de vue de l'ingénierie, il s'agit tout de même d'une défaillance qui peut être considérée au même titre qu'une défaillance produite par une rupture conventionnelle. La deuxième partie permet quant à elle de couvrir le comportement fragile de la glace. Dans ce cas, la glace subit une déformation rapide, mais faible, qui favorise la formation et la propagation de fissures, suivi d'une fracture.

Dans les deux cas, les propriétés mécaniques de la glace sont étudiées en utilisant les méthodes conventionnelles ; des tests de compression et de traction uniaxiales. Quelques auteurs ont également utilisé des appareils de compression biaxiale et triaxiale pour caractériser la relation entre le confinement du matériau et sa résistance. De plus, les essais font appel à différents modes de chargement, dont les plus courants sont : déformation constante, taux de chargement constant et chargement constant. Pour l'étude de l'inter-

action entre la glace et les structures, des essais d'indentation sont plutôt utilisés ; les phénomènes d'interactions glace-structure sont présentés à la section 3.

2.3.1 Module élastique

La structure cristalline de la glace colonnaire (S2 et autres types dont les axes c des cristaux sont parallèles) lui confère des propriétés et des comportements différents selon l'axe de chargement [37, 49, 65]. La glace colonnaire, tout comme le bois, est considérée comme transversalement isotrope. La glace granulaire, dont les axes c des cristaux n'ont pas d'orientation préférentielle, exhibe plutôt un comportement entièrement isotrope [37, 49, 65].

Le module élastique d'un matériau est généralement mesuré par des essais mécaniques (essais sur poutre en flexion, essais de compression ou de traction uniaxiale, etc.) durant lesquels le rapport entre la contrainte appliquée et la déformation élastique est mesuré [37, 83]. Ces méthodes, appliquées aux matériaux susceptibles au fluage, donnent un module élastique dit effectif, aussi appelé module de déformation [65]. L'équation usuelle du module élastique E peut être réécrite en termes de déformations élastiques et de déformations dues au fluage

$$E' = \frac{\sigma}{\varepsilon_e + \varepsilon_d} \quad (2.12)$$

où E' est le module de déformation, σ est la contrainte appliquée et les indices e et d réfèrent respectivement à la déformation élastique et à la déformation plastique différée due au fluage. Le module élastique de la glace, matériau particulièrement sujet au fluage, ne peut donc être obtenue par le rapport σ/ε . Pour obtenir son module élastique, des essais dynamiques de mesure du module sont requis et s'effectuent généralement en mesurant la propagation des ondes élastiques ou la vitesse des ondes ultrasonores dans la glace [37, 83].

Par la nature orthotrope de la glace S2, le module élastique est plus élevé dans la direction de l'axe fort (axe c) et plus faible dans les directions transversales. Des essais dynamiques menés par FRANKENSTEIN et GARNER en 1965 en Alaska sur de la glace d'eau salée [24], ont permis de développer des relations pour déterminer le module élastique en fonction du taux de salinité de la glace et en considérant la direction de chargement. Ainsi :

$$E = \begin{cases} 9,88 - 0,029\nu_b & \text{selon l'axe fort,} \\ 11,8 - 0,0002\nu_b & \text{selon les axes faibles,} \end{cases} \quad (2.13)$$

et où E est le module élastique en GPa et v_b est le volume de saumure présent dans la glace en pourcentage. Ces essais sont parmi les seules à considérer l'isotropie transversale de la glace S2.

Une autre relation, qui donne une valeur du module d'élasticité moyen en fonction de la salinité, mais sans égard à la direction, a été obtenue en agréant les données de plusieurs essais et s'exprime [83] :

$$E = 10,0 - 0,0351v_b. \quad (2.14)$$

Cette équation est également applicable à la glace d'eau douce, et la valeur $E = 10$ GPa est une approximation très utilisée dans la littérature pour la glace [83]. Pour la glace d'eau salée, le module est nécessairement inférieur à 10 GPa et varie avec la profondeur [65, 83].

Le module élastique présente une faible dépendance à la température, où une diminution de celle-ci entraîne une augmentation du module [65]. Toutefois, puisque cette variation est presque inexistante jusqu'à -40°C [71], il est commun de négliger le rôle de la température dans le module élastique de glace.

Constantes élastiques

Pour de petites déformations, la relation entre la déformation et la contrainte s'exprime selon la loi de Hooke [37, 65]. Pour des matériaux anisotropes, comme la glace, il convient de l'écrire sous forme matricielle :

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C}\boldsymbol{\varepsilon} \quad (2.15)$$

où $\boldsymbol{\sigma}$ est la matrice de contrainte, \mathbf{C} est la matrice des tenseurs de rigidités et $\boldsymbol{\varepsilon}$ est la matrice des déformations [37]. L'équation 2.16 est le développement de l'équation précédente et utilise la notation de Voigt :

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ C_{14} & C_{24} & C_{34} & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ C_{15} & C_{25} & C_{35} & C_{45} & C_{55} & C_{56} \\ C_{16} & C_{26} & C_{36} & C_{46} & C_{56} & C_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \varepsilon_4 \\ \varepsilon_5 \\ \varepsilon_6 \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

Pour un matériau transversalement isotrope, dans lequel les propriétés physiques sont symétriques selon un axe normal au plan d'isotropie, l'équation 2.16 se réduit à [37] :

$$\begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{13} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{C_{11}-C_{12}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \varepsilon_4 \\ \varepsilon_5 \\ \varepsilon_6 \end{bmatrix}. \quad (2.17)$$

où seules cinq constantes élastiques demeurent ; C_{11} , C_{12} , C_{13} , C_{33} et C_{44} . En connaissant la valeur de chacune de ces constantes, il est possible de décrire entièrement le comportement élastique de la glace [37]. La forme matricielle 2.17 est plus fréquemment écrite :

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ 2\varepsilon_{yz} \\ 2\varepsilon_{zx} \\ 2\varepsilon_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_x} & -\frac{\nu_{yx}}{E_y} & -\frac{\nu_{yz}}{E_y} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{xy}}{E_x} & \frac{1}{E_y} & -\frac{\nu_{yz}}{E_y} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{xy}}{E_x} & -\frac{\nu_{yz}}{E_y} & \frac{1}{E_y} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{2+2\nu_{yz}}{E_y} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{xy}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{xy}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{zy} \\ \sigma_{zx} \\ \sigma_{xy} \end{bmatrix}, \quad (2.18)$$

où les modules du matériau peuvent être déterminés.

Un travail théorique basé sur la structure cristalline de la glace pour déterminer ses cinq constantes élastiques a été réalisé par PENNY [37, 63] dès 1948. L'auteur a d'abord exprimé les cinq constantes en termes de deux constantes atomiques en utilisant la théorie de dynamique de réseau cristallin et le modèle de Barnes de la structure moléculaire de la glace. Puis, en utilisant les valeurs expérimentales $E = 9,8 \text{ GPa}$ et $\nu = 0,33$ [58], il a été possible de déterminer la valeur des cinq constantes élastiques de la glace [37].

La détermination de ces cinq constantes a également été menée expérimentalement en utilisant des techniques ultrasonores par plusieurs chercheurs [37]. Les résultats corroborent ceux trouvés théoriquement par PENNY [63], tout en étant généralement inférieurs [37]. Cette différence s'explique par la présence de défauts et d'irrégularités dans la glace naturelle qui n'ont pas été considérés par l'approche théorique [37]. Le tableau 2.1 présente les résultats théoriques et expérimentaux pour la glace.

Tableau 2.1 Constantes élastiques théoriques et expérimentales de la glace.

Constantes élastiques	PENNY (1948) théorique	DANTL (1968) expérimentale
C_{11}	15,2	13,20
C_{12}	8,0	6,69
C_{13}	7,0	5,84
C_{33}	16,2	14,42
C_{44}	3,2	2,89

Les constantes présentées ici ne considèrent pas l'effet de la température et sont applicables jusqu'à -40°C uniquement. Certains chercheurs, tels que DANTL [22, 37], ont cependant développé des équations pour chaque constante qui tient compte de l'effet de la température.

2.3.2 Déformation plastique et fluage

Lorsqu'une contrainte est appliquée à un échantillon de glace S2 (ou tout autre glace polycristalline), celui-ci se déforme instantanément à ε_e , puis subit une déformation élastique différée ε_d qui est fonction du temps. Durant cette phase transitoire, l'échantillon subit un écrouissage. Avec suffisamment de temps, le taux de déformation diminue et devient constant ; la glace subit alors une déformation visqueuse non linéaire qui dépend du temps. Cette déformation ε_v correspond au fluage secondaire de la glace. Il est suggéré dans la littérature que la stabilisation du taux de déformation est due aux interactions entre les grains de glace d'orientation différente. Le fluage tertiaire, caractérisé par une recristallisation de la glace, se produit seulement pour des contraintes supérieures à 0,4 MPa [37]. Cette recristallisation cause à nouveau une augmentation du taux de déformation puisqu'il y a production de grains de glace dont l'orientation des cristaux est plus favorable à un glissement intergranulaire. Ce fluage tertiaire n'est cependant pas bien compris par les chercheurs [65]. La figure 2.4 illustre la déformation dans le temps dans la glace sous contrainte constante.

La déformation totale, ε_t , de la glace en tenant compte du fluage [37, 71, 75, 83] est donnée par :

$$\varepsilon_t = \varepsilon_e + \varepsilon_d + \varepsilon_v + \varepsilon_c \quad (2.19)$$

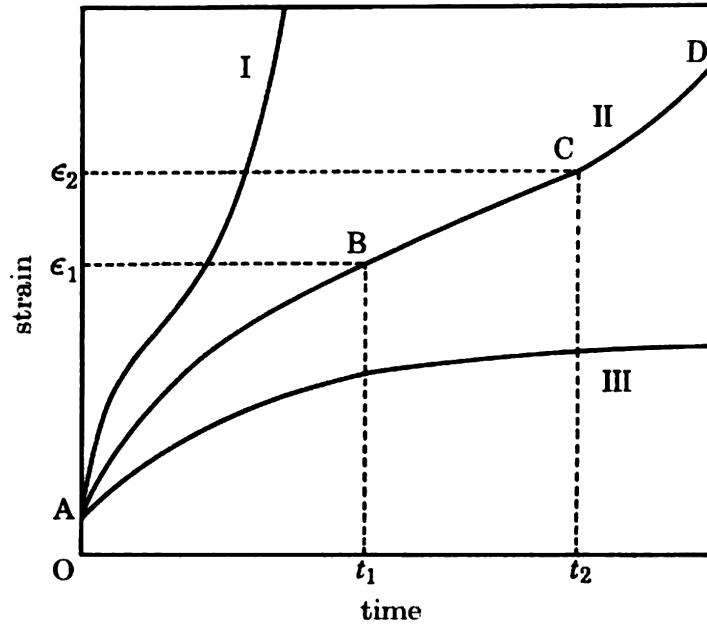


Figure 2.3 Représentation schématique du fluage subi par la glace à température constante sous contrainte élevée (I), modérée (II) et faible (III). Adaptée de BARNES, TABOR et WALKER [8].

où ε_e est la déformation élastique, ε_d est la déformation élastique différée due au fluage primaire, ε_v est la déformation visqueuse permanente due au fluage secondaire et ε_c est la déformation due à la formation de fissures dans l'échantillon [71, 83].

Fluage primaire

La déformation élastique différée ε_d a été définie expérimentalement par quelques auteurs. SINHA [71, 72, 73, 74] proposa premièrement l'équation suivante qui est en fonction du temps t :

$$\varepsilon_d(t) = \frac{C\sigma}{E_i d} \left[1 - \frac{1}{e^{(a_T t)^q}} \right] \quad (2.20)$$

où C et q sont des constantes empiriques prises égales à 9×10^{-3} m et 0,34 respectivement [74]. a_T est donné par

$$a_T = e^{-E_a/RT} \quad (2.21)$$

où E_a est l'énergie d'activation de la glace, R est la constante des gaz parfaits et T est la température en kelvin. En ajustant l'équation sur les données expérimentales, l'auteur put déterminer les trois constantes inconnues et produire une équation qui modélise correcte-

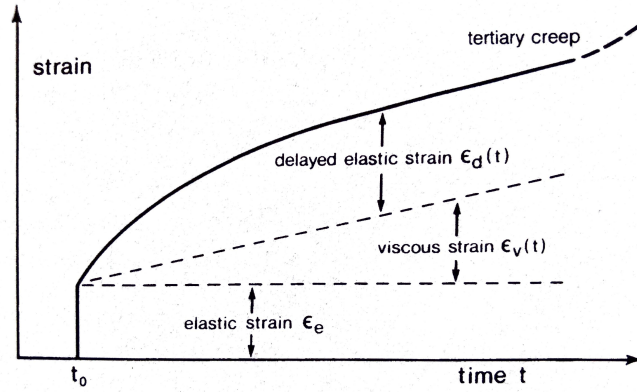


Figure 2.4 Déformation dans le temps de la glace sous contrainte constante.
Adaptée de SANDERSON [65].

ment le fluage primaire de la glace [71, 72, 73]. BARNES, TABOR et WALKER [8], et plus tard HOBBS [37], proposèrent plutôt l'équation suivante pour définir le fluage primaire en fonction du temps, avec comme avantages l'utilisation d'un nombre réduit d'arguments et une seule constante :

$$\varepsilon_d(t) = \alpha t^{1/3} \quad (2.22)$$

où α est une constante déterminée expérimentalement et dépend de l'échantillon de glace. Cette équation permet une modélisation tout aussi juste des données expérimentale que l'équation 2.20, mais perd la dépendance explicite entre la déformation et la température de cette dernière. L'équation 2.21 est plus largement utilisée dans la littérature [65].

Fluage secondaire

L'équation décrivant le fluage secondaire est basée sur des travaux menés par Glen et s'écrit [37, 65] :

$$\varepsilon_v = \dot{\varepsilon}_v t \quad (2.23)$$

où $\dot{\varepsilon}_v$ correspond au taux de variation de ε_v et dépend de la contrainte σ . Elle est donnée par la loi du fluage de Glen [37, 65, 71] :

$$\dot{\varepsilon}_v = A e^{-E_a/RT} \cdot \sigma^n, \quad (2.24)$$

où le terme $A e^{-E_a/RT}$ correspond à la loi d'Arrhenius [37, 65]. Les constantes A et n sont empiriques. La valeur moyenne de n à utiliser dans l'équation 2.24 a été dérivée

théoriquement par WEERTMAN en faisant appel au mécanisme de dislocation constant de Eshelby-Schoeck appliqué à un matériau viscoélastique [8, 37, 65, 88] et vaut 3. Cette valeur permet une modélisation adéquate du fluage secondaire de la glace et est supportée par des résultats expérimentaux obtenus par divers auteurs et présentés au tableau 2.2. Des valeurs pour A , n et E_a basées sur les travaux expérimentaux de plusieurs chercheurs sont données par BARNES, TABOR et WALKER [8] et sont présentées au tableau 2.2 en fonction de plages de température pour lesquelles les constantes sont applicables.

Tableau 2.2 Constantes relatives au fluage secondaire à utiliser avec l'équation 2.24.

A (MPa ⁻¹) ⁿ	n	E_a kJ mol ⁻¹	Plage de température °C
$1,68 \times 10^{17}$	3,16	121,4	-2 à -8
$6,50 \times 10^8$	3,01	78,6	-8 à -14
$7,56 \times 10^8$	2,98	78,8	-14 à -22
$2,25 \times 10^8$	3,11	76,4	-22 à -34
$2,23 \times 10^8$	3,18	67,3	-34 à -45
$2,32 \times 10^{18}$	3,08	72,8	-8 à -45

Toutefois, bien que l'équation 2.24 représente bien les données expérimentales pour des contraintes faibles, ce modèle ne prédit pas adéquatement le fluage secondaire pour des contraintes élevées. Le modèle suivant permet d'estimer $\dot{\epsilon}_v$ pour une gamme de contraintes plus grande [8, 37] :

$$\dot{\epsilon}_v = A' [\sinh(\alpha'\sigma)]^n \cdot e^{-E_a/RT}. \quad (2.25)$$

Lorsque $\alpha'\sigma \leq 0,8$, l'équation 2.25 peut se simplifier et se réduit à l'équation 2.24 [8, 37], avec $A = A'(\alpha')^n$. Cette même simplification s'applique également pour des taux de déformation $\dot{\epsilon}$ inférieurs à 10^{-5} mm/mm s⁻¹ [8]. Des valeurs pour A' , α' , n et E_a basées sur les travaux expérimentaux de plusieurs chercheurs sont données par BARNES, TABOR et WALKER [8] et sont présentées au tableau 2.3 en fonction de plages de température pour lesquelles les constantes sont applicables.

Néanmoins, le taux de fluage atteint un minimum durant le fluage secondaire [65], ce qui implique qu'il représente le taux de déformation minimum pour un effort donné. Cela implique également qu'il représente l'effort maximal pour un taux de déformation donné [65]. D'un point de vue technique, si un spécimen de glace est testé à un taux de déformation constant, l'effort calculé selon l'expression du fluage secondaire est l'effort maximal auquel la glace peut résister. Similairement, si la glace se déplace à vitesse constante et

Tableau 2.3 Constantes relatives au fluage secondaire à utiliser avec l'équation 2.25

A' mm/mm · s ⁻¹	α' MPa ⁻¹	n	E_a kJ mol ⁻¹	Plage de température °C
$4,60 \times 10^{18}$	0,279	3,14	120,0	-2 à -8
$3,14 \times 10^{10}$	0,254	3,08	78,1	-8 à -14
$1,88 \times 10^{10}$	0,282	2,92	78,1	-14 à -22
$2,72 \times 10^{10}$	0,262	3,05	78,1	-8 à -45

rencontre une structure, l'effort maximum durant le processus d'interaction entre la glace et la structure peut se calculer selon les lois du fluage secondaire [65] présentées ici.

Fluage tertiaire

Le fluage tertiaire de la glace n'est pas un sujet entièrement compris ; on reconnaît toutefois qu'il est caractérisé par une augmentation du taux de déformation. Cette augmentation du taux est associée avec la formation de microfissures aux intersections des grains de glace [65]. Ultimement, la fissuration complète du spécimen peut être observée, même si cela est rarement le cas. On observe plus généralement une recristallisation dynamique de la glace à l'interface des grains ; cette recristallisation donne lieu à une glace nouvelle et indéformée [37, 65], permettant ensuite à un nouveau cycle de fluage de commencer.

Mécanismes de fluage en jeux

Pour des températures inférieures à -10°C , la déformation de la glace est contrôlée par un processus de fluage au sein même des grains de glace plutôt que par la dislocation de ceux-ci. Le processus est dominé par le glissement des plans cristallins, bien qu'une remontée des dislocations se produit également [37]. La littérature suggère que la mobilité des dislocations est fonction de la concentration des imperfections présentes dans la glace.

Pour une gamme de température allant de -3°C à -10°C , les essais de dureté ont démontré que de la glace sous contraintes devient particulièrement tendre. Par contre, ce changement de dureté n'est pas observé lorsqu'un seul cristal est analysé. Le ramollissement de la glace est donc associé aux interfaces des grains et le glissement de ces grains entre eux contrôle la déformation de la glace dans cet intervalle de températures. HOBBS ajoute également qu'à ces températures, une certaine quantité d'eau peut s'accumuler aux interfaces des grains, amplifiant le processus de déformation [37].

La déformation de la glace a des températures proches du point de fusion, soit de 0 à -3°C , est caractérisée par un taux de déformation beaucoup plus rapide qu'à des températures plus basses. Le fluage seul ne permet toutefois pas d'expliquer un tel taux de déformation. La littérature suggère que trois phénomènes participent à la déformation de la glace à ces températures, soit le fluage, le glissement intergranulaire des grains et la fonte localisée de la glace sous les points de pression [8, 37].

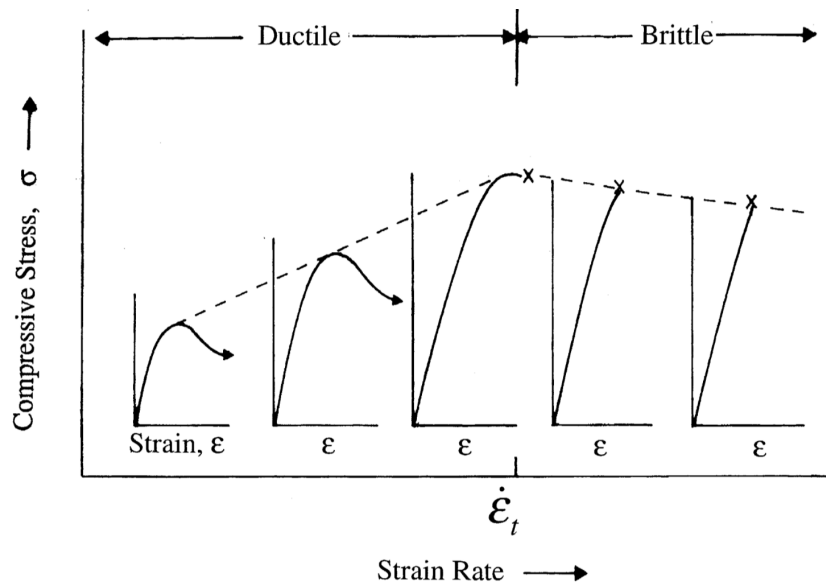
2.3.3 Comportement ductile

La glace se comporte de façon ductile à de faibles taux de déformation $\dot{\epsilon}$; on suggère dans la littérature [28, 67, 68] des valeurs inférieures à $10^{-3} \text{ mm/mm s}^{-1}$. Cette limite tend cependant à augmenter avec une diminution de la taille des grains et une augmentation de la salinité de la glace. Un taux de déformation plus élevé engendrera un comportement fragile qui supplantera les effets du fluage. Le comportement ductile est caractérisé par l'écroutissage et le recuit de la glace et est fortement influencé par le fluage. Ce dernier se produit lentement et de façon constante par réarrangement des dislocations au sein des cristaux.

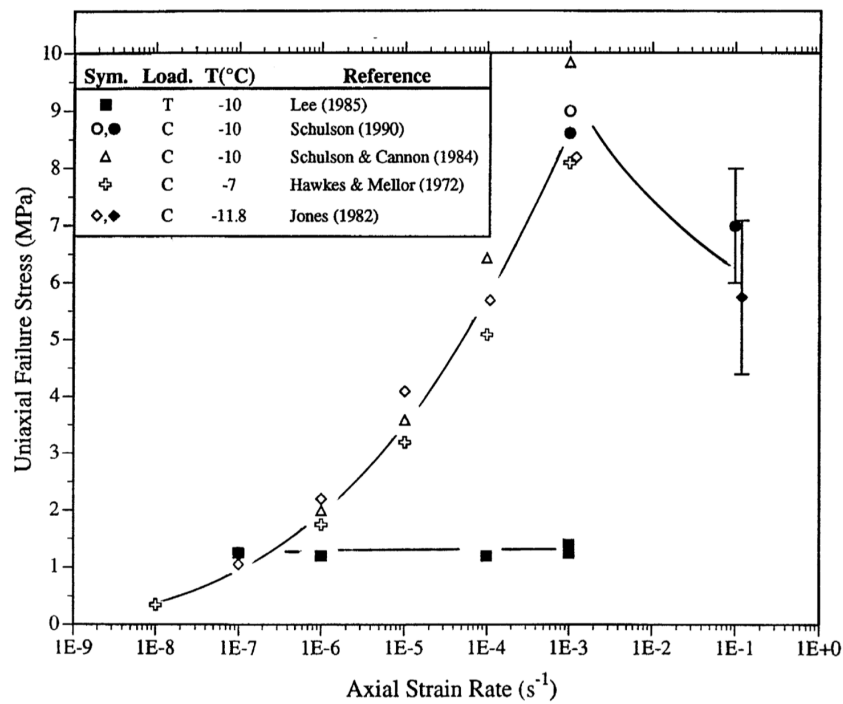
Soumis à un fluage constant, la glace peut fracturer que si au moins une des conditions suivantes est rencontrée :

- La contrainte σ appliquée excède un certain niveau, de 5 à 10 MPa pour la compression uniaxiale, et de 1 à 2 MPa pour la traction uniaxiale ;
- Le taux de déformation $\dot{\epsilon}$ est suffisamment grand : la transition entre un comportement ductile et un comportement fragile se situe généralement entre $10^{-4} \text{ mm/mm s}^{-1}$ et $10^{-3} \text{ mm/mm s}^{-1}$ [28, 67, 68] ;
- La déformation ϵ atteint un niveau critique, soit à peu près 1 %.

Considérons la figure 2.5 qui illustre la variation de la résistance en compression de la glace selon le taux de déformation. Pour le comportement ductile, la résistance augmente avec une augmentation du taux de chargement jusqu'à atteindre un maximum. Ce maximum, en plus de représenter la capacité ultime de la glace en compression, représente également le point de transition entre les comportements ductile et fragile. Comme mentionné plus tôt, cette résistance ne dépend pas uniquement du taux de chargement ; la température et la porosité de la glace jouent également un rôle important. Une augmentation de la salinité, qui augmente la porosité de la glace, réduit la résistance observable de la glace [69, 83], tandis qu'une diminution de la température en augmente sa résistance [64, 69, 83]. PETROVIC [64] a démontré qu'une réduction de la température de la glace d'eau douce de 0°C à -40°C avait pour effet de quadrupler sa résistance [32, 64].



(a)



(b)

Figure 2.5 Effet du taux de déformation $\dot{\epsilon}$ sur la courbe contrainte-déformation de la glace chargée en compression. Adaptée de SCHULSON [69].

La présente section couvre le comportement ductile de la glace ; c'est-à-dire avant que les conditions énumérées plus tôt soient atteintes. Les concepts d'élasticité et de plasticité de la glace présentés aux sections 2.3.1 et 2.3.2.

Comportement uniaxial

Le comportement ductile de la glace, lorsqu'aucune fissuration n'est relevée, présente la particularité de se comporter de façon similaire en compression et en traction. Les relations proposées ici sont donc applicables dans les deux cas [65] et sont directement tirées de la section 2.3.2.

Il est également important de rappeler les limites d'application de la loi exponentielle du fluage secondaire. Pour de faibles efforts, l'équation 2.24 représente bien les données expérimentales, mais en considérant des efforts élevés, ce modèle ne représente plus adéquatement la réalité. Il convient dans ce cas d'utiliser l'équation 2.25, qui modélise mieux les données expérimentales pour une plus large plage d'efforts [8, 37]. La loi exponentielle de base est néanmoins suffisante pour les chargements présentant un taux de déformation inférieur à $1 \times 10^{-5} \text{ mm/mm s}^{-1}$ [65].

La glace colonnaire (type S2) possède une énergie d'activation $E_a = 65 \text{ kJ mol}^{-1}$ [65]. Pour évaluer le paramètre A , SANDERSON a utilisé des données provenant de plusieurs sources et les a normalisées à -10°C pour réaliser une courbe expérimentale. Pour l'énergie d'activation citée, A vaut $3,5 \times 10^6 \text{ MPa}^{-3} \text{ s}^{-1}$ [65]. Cette valeur est toutefois applicable seulement pour la glace colonnaire chargée dans les axes faibles ; soit σ_{11} et σ_{22} .

L'équation 2.24 a été originalement écrite pour la glace d'eau douce. Pour la glace de mer, les deux paramètres E_a et A établit plus tôt s'applique toujours, mais la présence de poches d'eau salée dans ce type particulier de glace a pour effet de diminuer considérablement sa résistance. Les effets de la saumure dans la glace ont été étudiés théoriquement et expérimentalement [65] ; WEEKS et ASSUR [87] ont démontré que la contrainte effective σ' est donné par

$$\sigma' = \frac{\sigma}{1 - \sqrt{v_b/v_0}}, \quad (2.26)$$

où σ est la contrainte appliquée, v_b est le volume de saumure dans la glace en ppm, tel que donné par l'équation 2.5, et v_0 est une constante de normalisation. WEEKS et ASSUR ont déterminé expérimentalement que la valeur de cette constante se situe entre 0,1 à 0,29 [65, 87].

L'équation 2.24 peut être ainsi réécrite

$$\sigma_{11} = \left[1 - \sqrt{\frac{v_b}{v_0}} \right] \left[\frac{\dot{\epsilon}_{11}}{A} e^{E_a/RT} \right]^{1/3} \quad (2.27)$$

et est applicable à la glace d'eau douce et la glace d'eau salée. Les paramètres prennent les valeurs $A = 3,5 \times 10^6 \text{ MPa}^{-3} \text{ s}^{-1}$ et $E_a = 65 \text{ kJ mol}^{-1}$. La valeur optimale d' v_0 est 0,16 [65]. L'équation 2.27 se réduit à l'équation 2.24 lorsque l'on traite de la glace d'eau douce (avec $v_b = 0$).

La glace granulaire (type T1) présente une plus grande dépendance à la température que la glace colonnaire. L'énergie d'activation d'un tel type de glace a été étudiée de façon approfondie par BARNES, TABOR et WALKER [8], qui ont dégagé deux valeurs types. Pour des températures supérieures à -8°C , E_a peut être prise égale à 120 kJ mol^{-1} tandis que pour des températures inférieures à -8°C , E_a devient 78 kJ mol^{-1} [8, 65]. Les valeurs associées du paramètre A ont été déterminées à partir de plusieurs sources normalisées à -10°C par SANDERSON ; A vaut donc $7,8 \times 10^{16} \text{ MPa}^{-3} \text{ s}^{-1}$ au-dessus de -8°C et $4,1 \times 10^8 \text{ MPa}^{-3} \text{ s}^{-1}$ sous -8°C [65].

De façon analogue à la glace colonnaire, on peut considérer la présence de poche d'eau saumurée dans la glace de mer en utilisant une section nette modifiée. Toutefois, puisque la forme des poches est différente entre la glace granulaire et la glace colonnaire [65], la contrainte effective s'écrit plutôt [87] :

$$\sigma' = \frac{\sigma}{1 - v_b/v_0}. \quad (2.28)$$

L'équation 2.24 peut ainsi être réécrite

$$\sigma_{11} = \left[1 - \frac{v_b}{v_0} \right] \left[\frac{\dot{\epsilon}_{11}}{A} e^{E_a/RT} \right]^{1/3} \quad (2.29)$$

et est applicable à la glace d'eau douce et la glace d'eau salée. Pour des températures supérieures à -8°C , les paramètres A et E_a prennent les valeurs $3,5 \times 10^6 \text{ MPa}^{-3} \text{ s}^{-1}$ et 65 kJ mol^{-1} respectivement. Sous -8°C , ils sont plutôt de $4,1 \times 10^8 \text{ MPa}^{-3} \text{ s}^{-1}$ et 78 kJ mol^{-1} respectivement. Dans les deux cas, la valeur optimale d' v_0 est 0,1 [65].

2.3.4 Transition d'un comportement ductile à un comportement fragile

Durant un chargement, la glace peut démontrer un changement drastique ou graduel de sa réponse mécanique, allant de ductile à fragile. Le comportement fragile de la glace est caractérisé par la formation et la propagation de fissures contrairement à l'élasticité et au fluage continu démontré lors d'un comportement ductile.

En considérant à nouveau la figure 2.5, on remarque qu'après l'atteinte d'une résistance maximum à un taux de déformation d'environ $10^{-3} \text{ mm/mm s}^{-1}$, la résistance diminue avec une augmentation du taux de déformation, contrairement à ce qui est observé pour un comportement ductile. La dépendance entre le taux de déformation et la résistance est toutefois faible en compression : tandis que la défaillance ductile de la glace dépend largement du taux de déformation, la rupture fragile dépend plutôt de la grosseur des grains de la microstructure [65, 69]. Il a été démontré [65, 69] qu'une telle rupture est contrôlée soit par l'effort requis pour propager les fissures, soit par l'effort requis pour former des fissures. Ces deux conditions forment la base de la théorie de la fracture fragile de la glace.

2.3.5 Comportement fragile en tension

Tandis que la compression est un phénomène commun lors de l'interaction entre la glace et des structures, les phénomènes de tension pure existent rarement. Le comportement de la glace en tension est néanmoins pertinent puisque la tension est le principal mode de rupture de la glace en flexion.

La glace rompt en tension par clivage transgranulaire [69] et dépend donc largement de la grosseur des grains qui composent la glace. La dépendance à la température de la résistance en tension de la glace a également été étudiée, mais n'est pas marquée [28, 69, 83]. La littérature suggère une augmentation de la résistance de l'ordre de 25 % pour une diminution de température de -5°C à -20°C [64, 69].

Formation de fissures

Considérons premièrement un spécimen de glace dépourvu de fissures soumis à un chargement uniaxial en tension. La glace se déformera dans un premier temps selon les trois processus de déformation distincts présentés plus tôt ;

1. une déformation élastique instantanée ε_e ;

2. une déformation élastique différée ε_d ;
3. et une déformation visqueuse due au fluage ε_v .

Le processus de formation se produit pour dissiper les concentrations d'effort qui se forme aux frontières des grains durant les stades de déformation précédents. Ce processus amène à la formation de fissures de taille similaire au diamètre moyen des grains.

$$2a = d \quad (2.30)$$

où $2a$ est la longueur de la fissure et d est le diamètre moyen des grains.

Puisque la rupture en tension dépend presque uniquement de la taille des grains, il est possible d'établir une relation empirique en traçant les données expérimentales de l'effort à l'apparition des fissures en fonction de la racine carrée inverse de la taille des grains d . La relation proposée dans la littérature pour obtenir l'effort $\sigma_T^{(N)}$ requis pour engendrer la formation de fissures (de l'anglais *nucleation*) est

$$\sigma_T^{(N)}(d) = \sigma_{t0} + \frac{k_t}{\sqrt{d}}. \quad (2.31)$$

σ_{t0} est la résistance de la glace à la propagation des dislocations internes [66]. k_t est un facteur qui tient compte de la capacité de la structure cristalline à empêcher la transmission de dislocation d'un grain à l'autre [66, 69]. Ces deux paramètres sont des constantes qui dépendent de la température [69], quoiqu'à un faible niveau [65] ; à -10°C , il est suggéré d'utiliser les valeurs $\sigma_{t0} = 0,6 \text{ MPa}$ et $k_t = 0,02 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ [65, 69].

Propagation de fissures

Considérons maintenant un spécimen de glace qui présente une fissure ou un défaut initial. En utilisant un concept de la mécanique de la rupture, on peut exprimer l'effort de traction uniforme sous lequel la fissure se propagera :

$$\sigma > \frac{K_{IC}}{\sqrt{\pi a}}, \quad (2.32)$$

où K_{IC} est la ténacité à la rupture de la glace et a est la demi-longueur de la fissure. Ce critère s'applique essentiellement à des comportements élastiques linéaires ; la relation proposée dans la littérature pour obtenir l'effort $\sigma_T^{(P)}$ requis pour propager ((P)) une fissure en tension dans un échantillon de glace est dérivée de l'équation 2.32, mais est plutôt fonction du diamètre d des grains de glace.

$$\sigma_T^{(P)} = \frac{K_P}{\sqrt{d}}. \quad (2.33)$$

K_P est une constante empirique égale à approximativement la moitié de K_{IC} et d est le diamètre moyen des grains. Plusieurs auteurs soupçonnent cependant que les interactions entre les fissures diminuent la résistance de la glace dans une certaine mesure, et le paramètre K_P , expérimentalement évalué à $0,044 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ [65], reflète cette diminution. Ce n'est toutefois pas le cas de la formulation 2.32, qui ne considère pas les interactions entre les fissures ; d'où l'écart qui existe entre K_P et K_{IC} .

SCHULSON propose une expression pour calculer K_P depuis K_{IC} ; qui serait simplement lié par un facteur de forme [69]. Cette équation tient compte de la géométrie des fissures et des interactions existantes entre elles [66, 69] ; elle s'écrit

$$K_P = K_{IC} \sqrt{\frac{\pi}{2\alpha}} \quad (2.34)$$

où α est le rapport entre la taille des fissures et le diamètre des grains et est généralement pris égal à $\alpha = 3,7$. Cette relation estime correctement les valeurs expérimentales de K_P lorsqu'une valeur adéquate de K_{IC} est utilisée [69].

Paramètres contrôlant la fracture

En traçant graphiquement les équations 2.31 et 2.33, il est possible de tirer quelques conclusions quant au comportement de la glace en tension. À des fins pratiques, SCHULSON [69] interprète l'intersection des deux courbes comme la taille critique des grains, symbolisée par d_c .

Pour de la glace composée de grains fins, $d < d_c$ à la figure 2.6, les fissures ne se propagent pas immédiatement après leur formation [65, 69] ; l'effort requis pour la formation $\sigma_T^{(N)}$ est atteint bien avant l'effort requis pour la propagation $\sigma_T^{(P)}$. Cela implique qu'une plus grande déformation peut se produire et que plus de fissures peuvent se former et avant leur prolifération [69]. La glace composée de grains fins subit donc une plus grande déformation ductile avant la rupture fragile que la glace à gros grains ; la déformation supplémentaire est cependant petite, à peine 0,3 % [69].

Pour la glace composée de gros grains, $d > d_c$ à la figure 2.6, les fissures se propagent immédiatement après leur formation [65, 69] ; cette fois, l'effort requis pour la prolifération $\sigma_T^{(P)}$ est moindre que l'effort requis pour la formation $\sigma_T^{(N)}$.

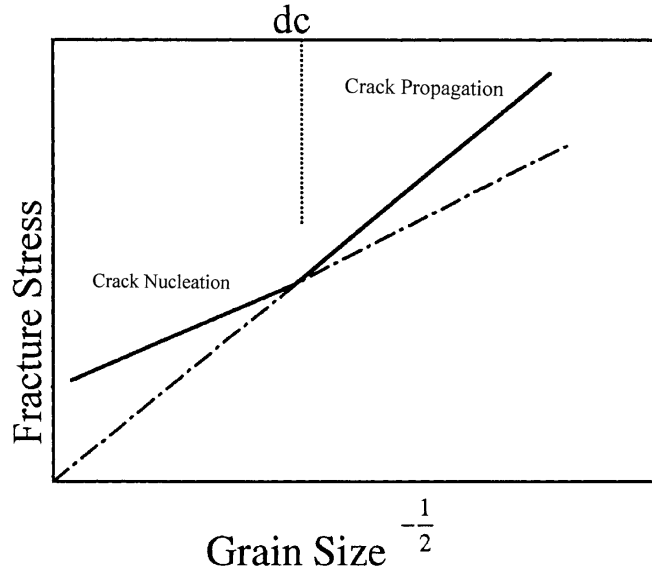


Figure 2.6 Contrainte de formation et de propagation des fissures en fonction de la taille des grains. Adaptée de SCHULSON [69].

Les équations 2.31 et 2.33 peuvent donc s'écrire

$$\sigma_T(d) = \begin{cases} \sigma_{t0} + \frac{k_t}{\sqrt{d}}, & d < d_c \\ \frac{K_P}{\sqrt{d}}, & d > d_c \end{cases}. \quad (2.35)$$

La taille critique des grains d_c doit être déterminée expérimentalement puisque sa valeur présente une certaine dépendance au taux de déformation [69]. Une valeur de 1,5 mm peut généralement être utilisée [65]. Dans la majorité des cas, la rupture de la glace en tension est contrôlée par l'effort de prolifération des fissures puisque la glace naturelle présente généralement des grains de taille supérieure à la taille critique [65].

2.3.6 Comportement fragile en compression

Les processus de formation et de propagation des fissures se retrouvent également dans le comportement en compression avec rupture fragile de la glace. La formation de fissures se produit en compression de manière très semblable à ce qui se produit en tension. La prolifération des fissures est toutefois un processus qui pourrait être qualifié de stable dans le cas de la compression et qui mène à la création d'un large réseau de fissures, à l'inverse de

ce qui se produit en traction [65, 69]. La rupture se produit lorsqu'une quantité suffisante de fissures ont interagi entre elles pour fendre le spécimen en deux [65, 69].

La glace non confinée se fracture généralement par fendage longitudinal, dans l'axe de l'effort, tandis que la glace confinée se fracture par création d'une faille de cisaillement ou par délaminage du spécimen [69]. Tout comme dans le comportement en tension, la taille des grains de la glace joue un grand rôle dans la résistance globale du spécimen ; bien plus que le taux de déformation ou de chargement [68, 69]. Il a toutefois été remarqué que la dépendance de la résistance à la taille des grains s'accroît avec une augmentation du taux de déformation [69].

Formation de fissures

En compression, les fissures se forment pour les mêmes raisons qu'en tension ; pour dissiper les concentrations d'effort internes qui s'accumulent aux frontières des grains [65]. Lorsqu'un spécimen de glace dépourvu initialement de fissures est soumis à un chargement de compression uniaxial, la glace se déforme premièrement de façon ductile. Lorsque la charge atteint 20 % à 25 % du chargement ultime, les premières fissures apparaissent [69]. Ces fissures sont dites *primaires* et elles se forment aux frontières des grains qui composent la glace à un angle allant jusqu'à 45° par rapport à l'axe de chargement principal [65, 69]. Après formation, ces fissures ne se développeront pas plus puisque les efforts normaux internes en contraignent leur prolifération, mais leur quantité augmente avec l'augmentation de la charge [69].

Plusieurs observations ont permis de définir une relation entre la longueur des fissures primaires et la taille des grains [65]. La longueur $2a$ des fissures primaires après leur formation est liée au diamètre moyen d des grains selon

$$2a = 0,65d. \quad (2.36)$$

Cette relation a été initialement introduite expérimentalement par COLE [20] et vérifiée théoriquement en utilisant les concepts d'énergie potentielle de déformation élastique et de densité surfacique d'énergie [20, 65]. La densité des fissures primaires présente également une corrélation avec les grains, du moins, lorsque ceux-ci excèdent 5 mm en taille [65].

Un modèle basé sur le diamètre moyen des grains, basé sur le modèle de formation des fissures en tension (équation 2.31). Ce modèle implique qu'en compression, les fissures se forment lorsque la déformation latérale (normale à l'axe de chargement principal) due à l'effet de Poisson atteint $\sigma_T^{(N)}$ [65]. L'effort de compression qui permet la formation de

fissure est donc donné par

$$\sigma_C^{(N)}(d) = \frac{1}{\nu} \left[\sigma_0 + \frac{k_t}{\sqrt{d}} \right], \quad (2.37)$$

où les constantes σ_0 et k_t sont les mêmes que celles définies pour le comportement ductile en traction. En utilisant la valeur usuelle de $\nu = 0,33$ pour la glace, l'équation 2.37 implique que la résistance en compression est trois fois plus élevée que celle en traction, ce qui se reflète dans les essais expérimentaux menés [65].

Propagation de fissures

La formation seule de fissures primaires n'est pas suffisante pour causer la rupture de la glace en compression [69]. Avec l'augmentation de la charge, un glissement uniforme le long des fissures primaires génère des efforts de cisaillement situés aux extrémités de ces fissures, et par conséquent des contraintes de tension se développent d'un côté de celles-ci et des contraintes de compression se développent de l'autre. Ces efforts favorisent à leur tour la formation de nouvelles fissures, nommées fissures *secondaires*, qui se développent perpendiculairement à chaque fissure primaire. Elles se propagent ensuite vers l'origine du chargement principale. Le développement des fissures secondaires peut être empêché si l'échantillon de glace est confiné. La formation des fissures primaires et secondaires dans la glace est analogue à la formation de failles en mécanique des roches. Comme suggéré par SCHULSON, ce comportement particulier pourrait être caractéristique des ruptures en compression chez les matériaux fragiles [69].

La prolifération des fissures en compression est un processus beaucoup plus stable que ce qui est observé en traction [65]. La rupture est d'autant plus causée par un large réseau de fissures primaires et secondaires plutôt que par la propagation d'une seule fissure [65, 69]. Le réseau formé par les fissures primaires et secondaires crée une faille de cisaillement, dont le développement arrête avec la fracture complète du spécimen. Cette macro-fissure est généralement orientée à un angle situé entre 28° et 30° par rapport à l'axe du chargement principal [68, 69, 79, 83].

Une analyse de fracture menée par ASHBY et HALLAM a permis de créer un modèle en deux dimensions applicable aux cas de compression uniaxial et biaxial de la glace. Pour un angle de macrofissure entre 35° et 45° [5, 65], et dans le cas d'un chargement uniaxial [65], le modèle peut s'écrire

$$\sigma_C^{(P)} = \frac{K_{IC} (1 + l/a)^{3/2}}{\sqrt{\pi a} (1 - \mu)} \left[\frac{\beta l}{\sqrt{3}} + \frac{1}{\sqrt{3} (1 + l/a)^{1/2}} \right]^{-1}. \quad (2.38)$$

a est la demi-longueur d'une fissure primaire, l est la longueur d'une fissure secondaire, μ est le coefficient de friction interne de la glace et β est une constante égale à 0,4.

Il est mal compris actuellement à quel point la propagation des fissures secondaires doit être entamée pour mener à la rupture complète du spécimen. Il peut être toutefois estimé qu'une fissure primaire se forme pour chaque grain [20, 65] ; et si les fissures primaires sont séparées l'une de l'autre par δ_f , une hypothèse conservatrice serait que les fissures primaires doivent être d'une longueur minimum $l = \delta_f/2$ pour amorcer l'interaction interfissure. En considérant l'hypothèse où $\delta_f = d$ et que les fissures primaires ont en moyenne une longueur $2a = 0,65d$, l'équation 2.38 peut se réécrire

$$\sigma_C^{(P)}(d) = \frac{5,577K_{IC}}{(1 - \mu)\sqrt{d}}. \quad (2.39)$$

Cette relation possède la particularité d'être simple à utiliser et de ne requérir que trois paramètres. Toutefois, elle tend à surestimer la résistance en compression de la glace : en utilisant les valeurs courantes $K_{IC} = 0,1 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, $\mu = 0,33$ et $d = 5 \text{ mm}$, la résistance en compression serait de 11,8 MPa, ce qui est plutôt élevé si l'on considère que la rupture en compression de la glace se produit généralement à des contraintes de l'ordre de 4 MPa à 8 MPa [65]. La raison principale qui explique cet écart est que le modèle utilisé considère que toutes les fissures sont actives et participe à la rupture ; une orientation des fissures primaires défavorables réduira leur participation à la rupture [5, 65]. La valeur de μ peut également être en cause puisqu'elle dépend grandement de la température [8, 45, 65, 69]. Des valeurs plus précises de μ seraient 0,3, 0,5 et 0,8 à $-2,5^\circ\text{C}$, -10°C et -40°C respectivement [45, 69].

CHAPITRE 3

INTERACTIONS GLACE-STRUCTURE EN RIVIÈRE

Considérée comme un matériau fragile, la glace se comporte généralement de façon plastique ; comportement caractérisé par un fluage prononcé jusqu'à la rupture, à la manière des roches, des céramiques et de certains plastiques. Elle peut toutefois se comporter élastiquement en début de chargement, notamment lorsque le taux de chargement est faible. Ainsi, lorsque des glaces entrent en contact avec une structure, la déformation ou la rupture de la glace, et par conséquent la force transmise à la structure, dépendent principalement de la vitesse à laquelle l'interaction se produit.

Lors d'une débâcle printanière en eaux douces, il est typique des couverts de glaces d'être libérés et emportés en rivière par le courant. Ces glaces flottantes, variant en dimension, peuvent alors entrer en contact avec des obstacles naturels et des structures. Les charges excédentaires induites par ces morceaux de glaces dépendent directement de leur mode de rupture lors de l'interaction entre la glace et la structure. Parmi les modes observés, on trouve la rupture due au fluage et au flambement, l'écrasement et l'impact [51, 65, 77].

Finalement, les méthodes et les normes de conception offertes par les codes de design canadien et américain par rapport aux forces générées par les couverts de glace seront résumées.

3.1 Couverts de glace

La formation des couverts de glace ayant déjà été abordée à la section 2.1, il s'agit ici de résumer leurs modes de rupture verticales et longitudinales. Bien qu'une caractérisation quantitative soit généralement possible pour déterminer les forces induites par la glace

sur les structures, il arrive dans certains cas que seule une appréciation qualitative du mode de rupture soit offerte dans la littérature puisque la compréhension du sujet n'est pas complète. Durant le processus d'interaction entre la glace et les structures, l'aspect dynamique est également important et sera examiné.

3.1.1 Modes de rupture longitudinaux

La caractérisation des modes de rupture des couverts de glace est généralement réalisée par des essais d'indentation. Ce genre d'essai implique l'utilisation d'un indenteur, à faces plates ou rondes, forcé au travers d'un couvert de glace. Contrairement aux essais classiques de compression et de traction uniaxiaux, un confinement naturel est généré par l'indenteur à son interface avec la glace [65]. Ce type d'essais est généralement réalisé en laboratoire et est utilisé particulièrement dans l'étude de l'interaction entre les glaces et les structures. Le terme indenteur sera donc utilisé ci-après pour symboliser la structure rencontrée par la glace lors de son mouvement.

Les couverts de glaces sont sujets à quatre modes de rupture principaux et deux modes de rupture locaux. Le fluage, la flexion, la fissuration radiale et la fissuration circonférentielle sont les modes de rupture principaux et sont généralement influencés par la vitesse d'indentation et par la surface de contact avec l'indenteur [52, 65]. La vitesse d'indentation est définie comme le ratio entre la vitesse v du couvert de glace et la largeur l de l'indenteur : v/l . La surface de contact est représentée par un ratio d'aspect entre la largeur l de l'indenteur et l'épaisseur h du couvert de glace : l/h .

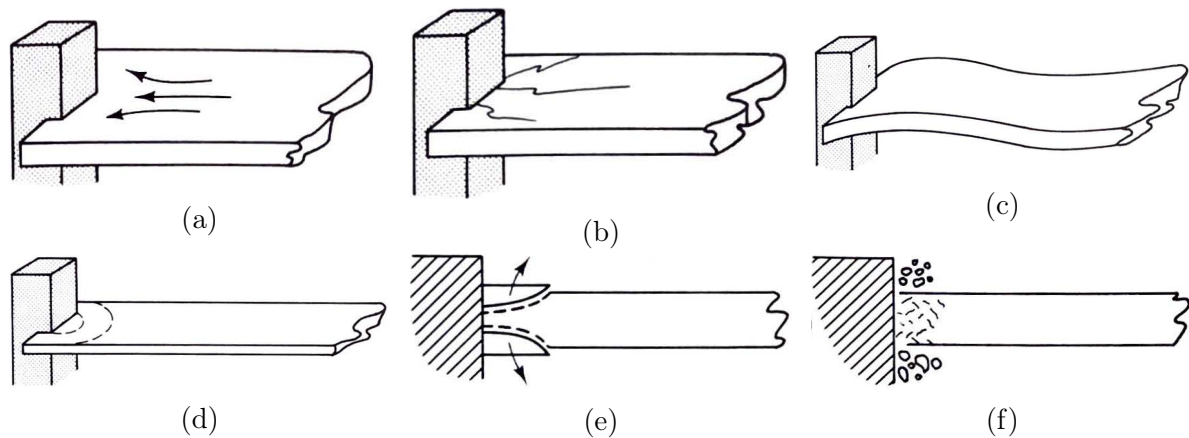


Figure 3.1 Principaux modes de rupture des couverts de glace : a) fluage ; b) fissuration radiale ; c) flexion ; d) fissuration circonférentielle ; e) écaillage et délaminage et f) écrasement. Adaptée de SANDERSON [65].

Deux cas extrêmes et opposés du ratio d'aspect existent, soit la condition de déformation plane et la condition de contrainte plane. La condition de déformation plane correspond à une déformation qui apparaît uniquement dans le plan longitudinal du couvert de glace ; aucune déformation verticale n'est observée à cause de la grande épaisseur du couvert. Dans ce cas, le couvert est très épais par rapport à la largeur de la structure ; soit $l \ll h$. La condition de contrainte plane est plutôt caractérisée par une contrainte uniforme dans toute l'épaisseur du couvert de glace. Dans ce cas, l'épaisseur du couvert est très petite par rapport à la largeur de la structure ; soit $l \gg h$.

Fluage

Lorsqu'un couvert de glace entre en interaction avec une structure à une faible vitesse, une déformation ductile peut être observée : la nature même de la glace lui permet de se déformer autour des obstacles sans se fracturer. La figure 3.1(a) illustre ce mode de rupture. Toutefois, puisque le fluage de la glace est un processus non linéaire dans le temps, l'estimation de la charge transmise à la pile est complexe [65].

La complexité de l'estimation réside principalement dans le fait que la glace ne possède pas de limite d'élasticité σ_Y à proprement parler [65], ce qui complique l'analyse du comportement en fluage lors d'interaction glace-structure. La loi qui permet de relier la contrainte uniaxiale au taux de déformation de la glace s'écrit [65] :

$$\dot{\epsilon} = \left(\frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^n. \quad (3.1)$$

n vaut 1 pour un matériau parfaitement visqueux, et est infini dans le cas d'un matériau parfaitement plastique. Pour la glace, il est usuel d'utiliser la valeur $n = 3$, tel que présenté à la section 2.3.2. Cette valeur correspond à un matériau qui n'est pas entièrement plastique, mais qui ne démontre pas un comportement uniquement visqueux non plus ; aussitôt chargée, la glace commence à subir du fluage et à se déformer plastiquement [65]. C'est la grande sensibilité au fluage de la glace qui empêche la détermination d'une valeur unique de σ_Y .

La méthodologie couramment utilisée pour converger vers une solution implique d'approcher la solution exacte par la limite supérieure (où les forces externes égalent la dissipation interne d'énergie) et la limite inférieure (où les forces externes sont balancées par l'équilibre interne des forces) [65] ; la solution exacte correspond à l'intersection des limites inférieure et supérieure se rencontrent. Le résultat s'obtient sous forme d'un facteur d'indentation I , qui ne dépend que du ratio d'aspect l/h . Des analyses numériques ont démontré que

ce facteur d'indentation atteint un maximum dans des conditions de déformations planes et un minimum dans des conditions de contraintes planes. Pour les cas intermédiaires, le facteur d'indentation est plus difficile à calculer. La charge P exercée par le couvert de glace sur la structure peut s'écrire en fonction de la limite d'élasticité :

$$P = I \cdot lh \cdot \sigma_Y. \quad (3.2)$$

Deux modèles approximatifs sont disponibles dans la littérature et permettent d'estimer la charge P sans déterminer directement σ_Y . Les deux méthodes présentent toutefois de sérieuses limitations [65].

Le premier modèle d'analyse suppose que la limite élastique de la glace est fonction du taux de déformation de la glace et qu'elle peut être prise égale à sa contrainte uniaxiale. Les équations 2.27 et 2.29 peuvent être utilisées pour ces calculs [65]. Le taux de déformation $\dot{\epsilon}$ du processus d'indentation s'obtient alors avec $\dot{\epsilon} = U/(\alpha l)$, où U est la vitesse relative du couvert de glace et α est une constante empirique que l'on suggère égale à 2 [65]. La validité de cette méthode est toutefois remise en question dans la littérature puisque l'estimation de σ_Y et d' α serait trop grossière [65].

Le deuxième modèle d'analyse ne se base pas sur la limite élastique, mais plutôt sur une contrainte de référence σ_R et l'énergie fournie (travail) par le couvert de glace à la pile du pont [65].

L'équation finale permettant d'estimer la charge P s'écrit [65] :

$$P = Ilh \left[\frac{U}{\Psi \cdot Il} \frac{1}{A} e^{E_a/RT} \right]^{1/3}. \quad (3.3)$$

Les paramètres A et E_a sont définis à la section 2.3.2 et un facteur de correction devra être utilisé si la glace est formée d'eau salée. U correspond à la vitesse relative du couvert de glace et Ψ est un facteur de compatibilité. Des valeurs génériques de I et Ψ sont données au tableau 3.1.

Cette méthode d'analyse, bien que soutenue par plusieurs essais expérimentaux, ne tient pas compte adéquatement du fluage dans le cas des matériaux anisotropes comme la glace colonnaire ; les paramètres proposés au tableau 3.1 représentent toutefois les meilleurs estimés actuellement disponibles [65]. Cette méthode offre, au mieux, une approximation de la charge P .

Tableau 3.1 Paramètres I et Ψ utilisés dans l'analyse de déformation par fluage. Adapté de SANDERSON [65].

	Glace granulaire		Glace colonnaire	
	I	Ψ	I	Ψ
Condition de déformation plane	2,97	0,39	4,12	0,45
Condition de contrainte plane	1,15	0,39	3,13	0,45

Puisque la déformation par fluage de la glace autour d'une structure ne produit pas une rupture, seule la charge exercée par le couvert de glace est calculée. Pour qu'une fracture du couvert se produise et qu'un comportement fragile soit observé, le processus de déformation doit se produire à un taux de déformation bien plus élevé [65].

Fissuration radiale

La fissuration radiale est un mode de rupture qui est observé avec les couverts de glace présentant un grand ratio d'aspect l/h [65] et donc dans des conditions de contrainte plane. Ce mode de rupture se produit uniquement si la contrainte au point d'interaction atteint un certain niveau critique ; les fissures ne se propagent que si la contrainte à leur extrémité est supérieure à la ténacité à la rupture de la glace [65, 69]. Généralement, les fissures radiales se propagent de manière stable depuis les coins de l'indenteur en s'éloignant vers l'amont [65], tel qu'illustré à la figure 3.1(b).

Le contact entre la glace et l'indenteur génère un champ de contraintes de compression à proximité de l'indenteur et un champ de contraintes de tension un peu plus loin. La distribution précise des contraintes dépend largement de la forme de l'indenteur [65]. Dans le champ de contraintes de compression, des ruptures locales peuvent se produire, comme le délaminage et l'écrasement. Dans le champ de contrainte de tension, si des fissures initiales existent, leur prolifération sera directement fonction de l'amplitude des contraintes. Si les contraintes sont suffisamment élevées, de nouvelles fissures peuvent également se former [65]. La condition d'équilibre statique requière que les forces de tension T du champ de contraintes éloigné soient égales aux forces de compression C du champ de contraintes rapproché ; cette force, F , est du même ordre que la force effective P induite par l'indenteur au couvert de glace. Il est donc possible d'écrire :

$$F = \alpha_1 P = \alpha_1 \sigma h l \quad (3.4)$$

où α_1 est une constante, σ est la contrainte induite par l'indenteur au couvert de glace, h est l'épaisseur du couvert de glace et l est la largeur effective de l'indenteur. Plusieurs essais expérimentaux ont permis de déterminer que $\alpha_1 = 0,5$ [65].

De plus, le facteur d'intensité de contrainte K_I pour une fissure qui tend à s'ouvrir sous la force F est donné par :

$$K_I = \frac{2,59F}{h\sqrt{\pi c_r}} \quad (3.5)$$

où c_r est la longueur de la fissure. Il est donc probable qu'une fois formée, une fissure devrait se propager tant que le facteur d'intensité de contrainte est supérieur à la ténacité à la rupture K_{IC} de la glace [65, 69]. Dans ce cas, K_{IC} représente donc la limite sous laquelle la propagation des fissures est inhibée, et c_r devient la longueur de fissure initiale requise pour qu'il y ait propagation. En considérant l'équation 3.4, l'équation 3.5 peut se réécrire pour c_r :

$$c_r = 2,13 \left(\frac{\alpha_1 \sigma l}{K_{IC}} \right)^2 \quad (3.6)$$

Flexion

La rupture par flexion d'un couvert de glace ne peut se produire que si une fissuration radiale s'est préalablement produite. Les piles de ponts conçus avec un nez incliné peuvent aussi générer une rupture par flexion du couvert de glace [51]. Il s'agit d'un processus de rupture rapide et instable qui mène à la formation de fissures circonférentielles [65]. Ce mode de rupture est illustré à la figure 3.1(c).

Le flambement dans le plan longitudinal n'est pas d'une grande importance puisqu'une déformation par fluage contrôle rapidement le mode de rupture ; c'est-à-dire que la déformation élastique qui se présente initialement se transforme rapidement en déformation plastique (équations 2.24 et 2.25). Le mode de flambement le plus fréquent est celui hors plan. Pour modéliser adéquatement ce mode de rupture, le couvert de glace est approximé en un triangle retenu d'un seul côté (en amont) et résultant de la formation préalable de fissures radiales à des angles d'approximativement $\theta = 45^\circ$. Cette approximation est appuyée par des observations tant en laboratoires que sur le terrain [65].

La théorie des plaques est utilisée pour modéliser la charge critique de flambement P_b , la solution pour une plaque de forme triangulaire avec un seul côté supporté est donnée par KERR [47] :

$$P_b = 5,3D\kappa \left(\kappa D + 2 \tan \frac{\theta}{2} \right), \quad (3.7)$$

où D , la rigidité en flexion d'une plaque, est

$$D = \frac{Eh^3}{12(1 - \nu^2)}, \quad (3.8)$$

et le paramètre κ est défini par

$$\kappa = \left(\frac{\rho_w g}{4D} \right)^{1/4}. \quad (3.9)$$

Alors que le cas simplement supporté est le plus réaliste, il est possible que l'adhésion entre la glace et la structure produise un effet d'encastrement ; une solution pour une extrémité encastree est donc nécessaire. La charge critique dans ce cas est nécessairement plus grande. KERR [47] propose la solution suivante pour P_b :

$$P_b = 8D\kappa \left(2\kappa D + 2 \tan \frac{\theta}{2} \right), \quad (3.10)$$

Les équations 3.7 et 3.10 peuvent être utilisées avec des angles de fissuration radiale θ différents. Lorsque $\theta = 0^\circ$, le problème se réduit à un cas analogue à une poutre et génère la plus faible charge critique. Lorsque θ approche 180° , la géométrie du problème est assimilable à une demie-plaque infinie et le flambement est inhibé par une charge critique très grande. La charge critique ne dépend ensuite que des propriétés physiques de la glace : E et ν [65].

SANDERSON [65] a également démontré l'importance de l'épaisseur du couvert de glace sur la charge critique de flambement. Prenons l'exemple d'un couvert de glace dont les deux côtés sont parallèles : la pression requise de flambement P_b/lh est une fonction directe de \sqrt{h} . Cette observation implique que la charge est essentiellement contrôlée par l'épaisseur du couvert et suggère que seuls ceux qui sont considérés comme minces sont sujets à une rupture par flambement ; les couverts épais subiront plutôt une rupture par écrasement puisque la limite en compression sera atteinte avant la charge critique de flambement. Pour la glace d'eau douce, une épaisseur limite de 0,4 m semble délimiter la rupture par flambement de la rupture par écrasement si l'on considère une résistance à la compression de 5 MPa et un couvert de glace dont les côtés sont parallèles [65]. Pour les couverts fissurés radialement à $\theta > 0^\circ$, l'épaisseur limite sera nécessairement plus faible puisque la charge critique obtenue des équations 3.7 ou 3.10 sera plus grande. Il doit finalement être pris en considération que la résistance en compression du couvert de glace est en réalité probablement inférieure à 5 MPa puisque ce paramètre est sujet à un effet d'échelle [65].

La fissuration circonférentielle (figure 3.1(d)) d'un couvert de glace est le résultat du flambement préalable de ce couvert. Ce type de fissuration peut aussi être dû à un chargement

longitudinal excentrique, un profil du couvert d'épaisseur irrégulière ou d'une interaction entre le couvert et une structure inclinée [65].

Écaillage et délaminage

Le délaminage des couverts de glace est un mode de rupture local qui est caractérisé par la formation et la propagation de fissures longitudinales (dans le plan du couvert de glace, tel qu'illustré à la figure 3.1(e)). Après leur formation, les fissures tendent à se propager de façon instable pour rejoindre la surface supérieure ou inférieure du couvert, ce qui produit l'écaillage de morceaux de glace semi-circulaires. Ce phénomène se produit à des vitesses d'interaction élevées et pour de faibles ratios d'aspect [65].

Bien que le phénomène ait été largement observé, il n'existe pas à l'heure actuelle de modèles permettant de déterminer précisément la contrainte requise pour générer ce type de fissuration. Le phénomène de propagation de ces fissures est toutefois bien compris puisqu'il s'agit d'un processus qui se présente également dans la propagation des fissures radiales [65] et des fissures de traction [69]. L'équation suivante [89] permet de déterminer la contrainte requise pour propager une fissure de délaminage :

$$\sigma = \frac{K_{IC}}{\sqrt{3(1-\nu^2)}h}. \quad (3.11)$$

Cette relation est toutefois remise en question par SANDERSON [65] puisqu'elle implique que la contrainte est exceptionnellement petite. Et bien qu'aucune relation entre la contrainte requise pour la propagation et la longueur initiale de la fissure ne soit apparente de prime abord, il semblerait que l'équation ne soit valable que pour des fissures de longueur initiale supérieure à plusieurs mètres [65].

Écrasement

L'écrasement du couvert de glace contre la structure est observé à des taux d'indentation supérieurs à ceux requis pour le délaminage ; dans ce cas, plutôt que de s'écailler, la glace est pulvérisée. La figure 3.1(f) présente le phénomène d'écrasement des couverts de glace. Le processus d'écrasement du couvert de glace se rapproche du comportement fragile en compression de la glace [65]. Dans la région du contact entre la glace et la structure, la glace est latéralement confinée et libre de se déformer verticalement.

Toutefois, bien que les relations développées pour la résistance en compression simple soient applicables dans le cas de la rupture d'un couvert de glace par écrasement, l'effet

d'échelle doit être pris en compte dans l'estimation de la résistance à la compression [65] ; les essais expérimentaux portant sur la glace démontrent de façon consistante que les spécimens de grande taille ont une résistance plus faible que les spécimens de petite taille [65].

3.1.2 Modes de rupture verticaux

La capacité portante des couverts de glace est une propriété particulièrement intéressante puisque les couverts de glace, sur les lacs et en région polaire, ont une vocation à la fois récréative, sportive et structurale (lorsqu'utilisés comme stationnement temporaire, comme fondation pour l'érection de structures éphémère ou comme route) [11]. Des cas de chargements verticaux se produisent aussi lorsque des glaces en mouvement entrent en interaction avec une structure les surplombant. Dans ces cas, et généralement, la rupture en flexion des couverts de glace est le mode de rupture le plus observé [11, 65].

Lorsqu'une charge est appliquée sur un couvert de glace, et que cette charge est suffisamment importante pour causer la rupture du couvert, des fissures radiales se forment premièrement. Elles apparaissent sous le point de chargement en s'éloignant [11], mais leur formation n'est cependant pas suffisante pour provoquer la rupture complète du couvert. Puis des fissures circonférentielles centrées sous le point de chargement apparaissent successivement, ayant premièrement de grands diamètres, et se refermant progressivement à chaque formation. La rupture complète est observée lorsque la fissure circonférentielle la plus rapprochée du point de chargement est de rayon équivalent à quelques épaisseurs du couvert de glace [11].

Plusieurs essais ont permis d'évaluer les relations qui existent entre la charge appliquée, le fluage et l'épaisseur du couvert de glace. Il a été démontré que la durée entre le moment du chargement t_0 et la rupture t_f augmente avec l'épaisseur du couvert de glace. Cette relation est bien comprise et apparaît dans l'équation 3.12. Le taux de déformation du couvert de glace diminue aussi considérablement avec le temps ; cette déformation est due au fluage [11, 76]. Finalement, la capacité portante d'un couvert de glace n'est que faiblement dépendante de la température entre 0°C à -18°C [11]. Ainsi, plusieurs modèles permettant d'estimer la capacité portante de la glace ont été développés, mais la complexité du comportement mécanique de la glace rend l'estimation de cette propriété particulièrement difficile [11].

Lorsque la durée de chargement est très petite ($t \rightarrow 0$), le couvert de glace se comporte de façon élastique et il est d'usage de négliger le fluage dans ce cas [11]. L'hypothèse

généralement adoptée stipule que la capacité portante d'un couvert de glace augmente avec la diminution de la durée de chargement [11, 46]. Ainsi, les premiers modèles développés pour en évaluer la capacité portante étaient bâtis à partir d'analyses élastiques et étaient basés sur la théorie des plaques [11, 46], on considérait alors que la résistance nominale σ_N de la glace était égale à sa résistance à la flexion.

Toutefois, des analyses récentes [11, 76] ont démontré que la fracture d'un couvert de glace est le résultat d'un dépassement de la résistance en compression plutôt que d'un dépassement de la résistance à la flexion. En conséquence, une meilleure approximation de σ_N est obtenue en utilisant la résistance à la compression σ_c multipliée d'un facteur [11]. L'équation de base servant à l'étude de la capacité portante d'un couvert de glace s'écrit maintenant sous la forme [11, 76] :

$$P_f(0) = \sigma_N h^2. \quad (3.12)$$

Une valeur moyenne pour σ_N de 4,0 MPa pour des chargements de courte durée est obtenue par la normalisation de données expérimentales provenant de plusieurs sources [11]. Cette valeur est également suggérée par SODHI dans ses travaux sur le sujet [76]. Une telle valeur permet de quantifier uniquement la contrainte pour laquelle le couvert de glace se fracturera, et ne représente donc pas une valeur sécuritaire de conception [11].

Plutôt que d'utiliser un critère basé sur la contrainte, quelques auteurs ont préféré définir la fracture d'un couvert en fonction de sa flèche critique, sans égard au fluage qui se produit avant la rupture [11]. La flèche maximum à la rupture δ_f dépend essentiellement de l'épaisseur du couvert ; bien que des relations linéaires soit généralement proposées entre ces deux paramètres [11, 25], les travaux de BELTAOS indiquent plutôt une relation selon une fonction racine carrée. La flèche critique vaut dans ce cas $\delta_f = 0,25\sqrt{h}$ [11], où h est l'épaisseur en mètre du couvert. Les flèches critiques obtenues en utilisant cette relation coïncident avec les résultats des essais sur le sujet menés par KERR [11, 46]. Analytiquement, il apparaît également qu'un couvert de glace peut supporter une plus grande flèche pour une durée plus longue lorsque la charge est faible, mais une flèche plus faible lorsque des charges lourdes sont appliquées rapidement [11].

Par contre, puisque la flèche maximum est nécessairement affectée par le fluage, un critère basé uniquement sur celle-ci ne peut être utilisé en pratique sans considérer la déformation dans le temps autrement. En analysant le travail fourni par un couvert de glace au moment de sa rupture sous un chargement, quelques auteurs ont déterminé qu'un critère basé sur le travail permet de mieux quantifier la capacité portante d'un couvert de glace puisqu'il

parvient à intégrer le temps [11], et donc la déformation du couvert. Cette notion de travail est bien développée dans les travaux de BELTAOS, dans lesquels il a aussi démontré que la quantité de travail fournit par une charge au moment de la rupture d'un couvert de glace est essentiellement fonction de l'épaisseur h du couvert de sorte que $W_f = csnt \cdot h^{5/2}$ [9, 11].

La constante est déterminée expérimentalement et en supposant $\sigma_N = 4,0$ MPa. Lors de l'estimation du travail à la rupture, elle vaut 1000. Toutefois, c'est plutôt le travail au moment où la rupture devient inévitable qui est intéressant ; la constante vaut alors 300 [11]. L'avantage principal de cette méthode est qu'elle tient intrinsèquement compte de la durée de chargement et de l'historique de chargement par intégration des déformations causée par la charge dans l'évaluation du travail [9, 11], son application s'avère toutefois complexe, en pratique.

De plus, plusieurs essais ont permis de démontrer que la quantité de travail estimée selon cette méthode ne varie pas en fonction de la durée d'application de la charge au moment de la rupture de la glace ; c'est-à-dire que peu importe la durée entre l'application de la charge et l'observation d'une rupture, la quantité de travail reste la même. Et il en va de même pour la température ; ce qui implique qu'un critère basé sur le travail incorpore les effets du fluage, contrairement aux critères basés sur les contraintes ou déformations [9, 11].

Dans les cas où le chargement est de courte durée, BELTAOS démontre qu'il est même possible d'estimer la capacité portante d'un couvert de glace en fonction de son épaisseur en se basant sur la méthode du travail. Une capacité portante sécuritaire peut être évaluée en utilisant $q = 1790h^2$, où q est exprimé en kilonewton et h en mètre [11]. Cette valeur devrait être réduite si l'intégrité ou la qualité du couvert de glace n'est pas connue. Par contre, la compréhension actuelle du fluage de la glace ne permet pas d'estimer la capacité portante sécuritaire pour un chargement à long terme [9, 11]. Toutefois, il est possible de surveiller l'évolution de la déformation du couvert de glace et de retirer le chargement lorsque la flèche du couvert atteint un niveau critique. Cette flèche peut en effet être estimée [11].

Il est particulièrement complexe d'évaluer la capacité portante des couverts de glace. Les modèles d'évaluation présents dans la littérature ne suffisent généralement pas pour les chargements à long terme puisqu'ils ne permettent pas d'adéquatement tenir compte du fluage de la glace dans le temps, de la durée de chargement ou de l'historique de chargement [11, 46].

3.1.3 Réponse dynamique des piles de ponts aux charges de glace

Il a été démontré que le comportement de la structure sous des charges de glace s'apparente au comportement que l'on peut observer lorsqu'une structure est soumise à des charges de vent ou à des charges sismiques [51]. Puisque les efforts induits par les couverts de glace peuvent varier très rapidement dans le temps (dans le cas d'une charge d'impact par exemple), la réponse de la structure est dynamique et dépend des modes vibratoires de la structure et des vibrations induites durant son interaction avec les glaces [44, 51, 59].

Les travaux de MONTGOMERY, GERARD et LIPSETT permirent de démontrer que l'amplitude des forces exercées sur une pile de ponts varie rapidement dans le temps lors d'une interaction avec un couvert de glace [51]. Leurs essais, menés sur la rivière Athabasca en Alberta et lors desquelles une pile de ponts instrumentée permit de mesurer la pression exercée par les glaces sur celle-ci, trois modes de rupture furent observés : par impact, par écrasement et par flexion [51]. Les figures 3.2, 3.3 et 3.4 présentent les histogrammes de réponse pour ces trois modes de rupture obtenus lors de leurs essais.

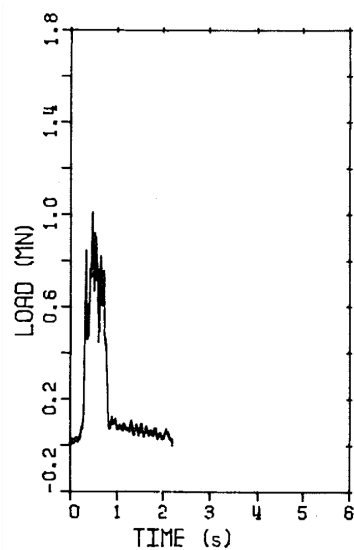


Figure 3.2 Histogramme de réponse d'une pile de pont sous un impact de glace. Adaptée de MONTGOMERY, GERARD et LIPSETT [51].

La rupture par impact est caractérisée sur l'histogramme par un chargement de très grande amplitude sur une très courte période de temps. Ce pic prononcé est généralement suivi d'une rupture subséquente par écrasement ou par flexion [51].

La rupture par écrasement, rappelons-le, se produit lorsque la pile pénètre le couvert de glace sans que la vitesse de ce dernier ne varie [51, 65]. Il en résulte une fluctuation rapide des forces transmises à un niveau constant durant l'entièreté de l'interaction [51].

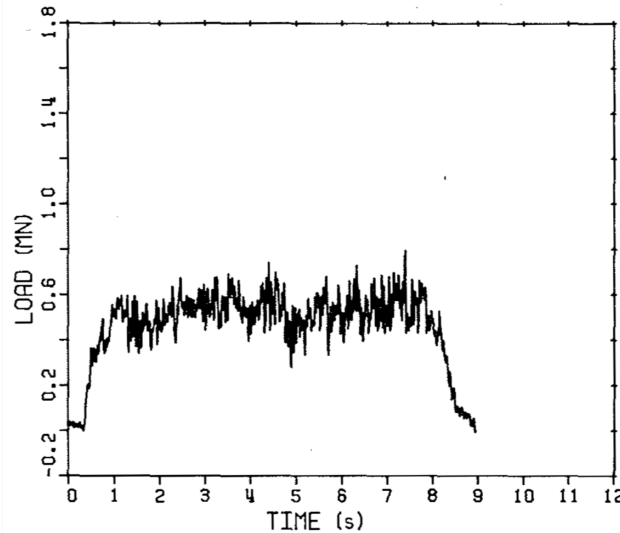


Figure 3.3 Histogramme de réponse d'une pile de pont pour une rupture par écrasement de la glace. Adaptée de MONTGOMERY, GERARD et LIPSETT [51].

La rupture par flambement, plus courante lors d'interaction avec des piles de ponts dont le nez est incliné, se produit lorsque le couvert de glace poursuit sa course sur la partie inclinée de la pile. Le couvert se rompt alors brusquement en flexion [51, 65]. Ce type de rupture se répète cycliquement le temps du passage du couvert de glace. L'histogramme est caractérisé par des forces de grandes amplitudes qui fluctuent de façon périodique [51].

MONTGOMERY, GERARD et LIPSETT ont également démontré qu'il est possible de construire des spectres de réponse pour chacun de ces types d'évènements en fonction de la période de vibration fondamentale de la structure. De tels spectres ont le potentiel d'être utilisés dans la conception des piles de ponts de façon analogue à celle utilisée lors du dimensionnement pour les efforts sismiques [17, 51]. Cependant, les forces exercées par le couvert de glace dépendent largement de la vitesse et de l'épaisseur de celui-ci [23, 51, 84], ce qui rend particulièrement ardue la construction de ces spectres.

Plusieurs essais subséquents ont toutefois démontré que l'utilisation de spectres de réponse calibrés dans l'évaluation des charges de glace sur les piles de ponts s'avère particulièrement juste [51], à condition que la masse, la rigidité et la période fondamentale de vibration de la structure soient correctement évaluées [51, 59].

Les travaux subséquents de MONTGOMERY et al. sur la réponse dynamique des piles de ponts ont permis l'élaboration de méthodes d'estimation empiriques des charges dynamiques de glace lors de la conception de piles que l'on retrouve dans les normes canadiennes de conception d'ouvrages d'art [17, 51, 52].

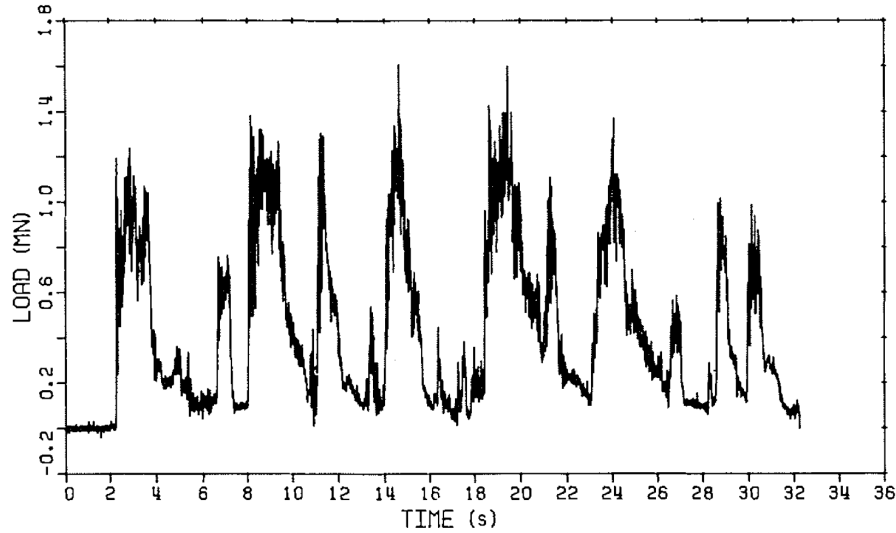


Figure 3.4 Histogramme de réponse d'une pile de pont pour une rupture en flexion de la glace. Adaptée de MONTGOMERY, GERARD et LIPSETT [51].

3.2 Embâcles de glace

Un embâcle de glace est une accumulation de glace d'origine variée à un point précis dans un cours d'eau. Les causes de formations sont complexes et vastes [33, 34]. La présence d'un embâcle de glace en rivière présente un réel danger pour les structures à proximité. Premièrement, lorsque l'embâcle cède, la grande quantité d'eau retenue en amont est subitement libérée, risquant de causer des inondations particulièrement importantes [13, 35]. De plus, si l'embâcle de glace se forme sous un pont, des dommages structuraux au pont risquent d'être causés par la montée des eaux et de l'embâcle [13, 14].

Les interactions entre les couverts de glace et les piles de ponts ont été particulièrement bien étudiées depuis les années 70, notamment avec les travaux de MONTGOMERY, GERARD et LIPSETT. Les résultats de ces recherches ont permis de développer les normes de conception d'ouvrage d'art canadienne et américaine quant à l'évaluation des charges de glace [17, 18, 52]. Toutefois, la littérature qui concerne les interactions entre les embâcles et les ponts s'avère beaucoup plus éparse et moins concluante par rapport à l'évaluation des efforts transmis de l'embâcle aux piles et à la superstructure.

La formation d'un embâcle de glace est un processus dynamique qui conduit à un équilibre statique des efforts internes de l'embâcle [12, 14]. Plusieurs modèles empiriques basés sur la théorie de Mohr-Coulomb ont été développés afin d'évaluer ces efforts et les propriétés de l'embâcle. Maintenant, quelques modèles numériques sont utilisés pour préciser les conclusions offertes par les modèles empiriques. L'évaluation de ces efforts est particuliè-

rement pertinente pour la caractérisation des interactions embâcles-structures mais aussi pour déterminer dans quelles circonstances une débâcle se produira [12]. La caractérisation de cet état d'équilibre est également utilisée dans le développement de modèles numériques portant sur la formation d'embâcle de glace [12].

3.2.1 Formation des embâcles de glace

La formation d'un embâcle requiert plusieurs conditions pour s'initier en rivière. Généralement, elle débute avec la rupture du couvert de glace en amont. Les morceaux du couvert de glace descendent ensuite la rivière avec le courant. Une formation naturelle d'un embâcle peut se produire lorsque la course de la glace est interrompue par des glaces stationnaires ou un autre élément naturellement présent dans la rivière (tel qu'un rocher ou un tronc d'arbre) et qu'une accumulation se produit. Dans certains cas, c'est la géométrie de la rivière qui contraint la descente des glaces et qui peut causer la formation d'un embâcle. Dans certains cas, c'est plutôt la présence de piles de pont en rivière qui peut prévenir la descente des couverts de glace et alors causer la formation d'un embâcle [13]. C'est pourquoi les normes de conception canadienne et américaine prévoient certaines restrictions quant au positionnement des fondations d'un ouvrage d'art [13, 17, 18].

Une fois la formation amorcée, l'embâcle de glace croît généralement jusqu'à l'atteinte de conditions d'équilibre interne, qui est caractérisée par une épaisseur constante sur une distance considérable de l'ordre du kilomètre [14]. Par exemple, la rivière Matapédia, située au Québec, a été à multiples reprises le théâtre de la formation d'embâcle de glace. Celle de 1994, une des plus sévères à l'époque, a soulevé et déplacé un pont [14]. Cet événement est relaté à la section 4. BELTAOS et BURRELL, dont l'étude portait sur la formation des embâcles de glace sur la rivière Matapédia, ont alors rapporté que la longueur de l'embâcle à l'équilibre était d'environ 6,4 km [14].

Généralement, lorsque les embâcles se forment près de zones habitées, un suivi du développement de l'embâcle est assuré pour limiter les dégâts lors de sa débâcle. Dans certaines circonstances, il convient plutôt de s'assurer qu'un embâcle ne se forme pas en procédant à la destruction mécanique de l'embâcle. La rivière Matapédia par exemple, requiert périodiquement l'intervention de la Garde côtière canadienne pour rompre les embâcles formés [14, 27].

L'accumulation de fragments de glace en rivière est donc un processus dynamique qui conduit à un état d'équilibre interne dans l'embâcle de glace. La résistance interne de l'embâcle augmente durant sa formation et son maximum est observé lorsque l'équilibre

statique est atteint [12] ; dans le cadre du présent projet de recherche, c'est cet état qui est le plus pertinent puisqu'il assure sa stabilité contre une débâcle [12]. Il ne s'agit alors pas de présenter tous les phénomènes et concepts hydrauliques en lien avec la formation des embâcles de glace et leur débâcle, mais plutôt les méthodes d'évaluations de leurs efforts internes.

3.2.2 Propriétés internes

Originellement, les méthodes pour évaluer la stabilité d'un embâcle de glace étaient entièrement basées sur les concepts de mécanique des roches. Il a par la suite été démontré par des essais avec un modèle par éléments finis calibré que les embâcles de glace se comportent effectivement comme un matériau granulaire [12]. Ces modèles sont également utilisés pour estimer les propriétés d'un embâcle, comme l'angle de frottement interne ou le coefficient de pression passive [12].

Trois contraintes normales effectives sont définies dans le champ de contraintes internes d'un embâcle de glace : σ_x , σ_z et σ_y , soit respectivement la contrainte longitudinale, transversale et verticale. Le champ de contrainte est également défini par trois contraintes de cisaillement : τ_{xy} , τ_{yz} et τ_{zx} [12]. Le cisaillement transversal, τ_{yz} , est généralement négligé [12], tout comme le cisaillement vertical τ_{yz} . Le diagramme de Mohr pour un embâcle de glace typique est présenté à la figure 3.5, adapté de [12] et incorpore la théorie de la mécanique des embâcles de glace développée par UZUMER et KENNEDY [12].

Dans le plan horizontal, la contrainte effective maximale σ_{max} dans l'embâcle de glace peut écrire [12] :

$$\sigma_{max} = \sigma_1 = K_p \sigma_{min} = \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi} \sigma_{min}, \quad (3.13)$$

où K_p est le coefficient de pression passive et ϕ est l'angle de frottement interne de l'embâcle. L'utilisation de modèles par éléments finis, calibrés sur des essais expérimentaux, a permis de déterminer que le coefficient de pression passive K_p vaut de 10,2 à 11,0 [39]. Les valeurs associées à l'angle de frottement interne ϕ en conditions statiques se trouvent par conséquent dans l'intervalle de 55,2° à 56,4° [12, 39]. D'autre part, la dérivation de l'angle de frottement réalisé uniquement sur la théorie de Mohr-Coulomb par BELTAOS donne des résultats similaires, soit dans l'intervalle de 55,8° à 58,43° [12].

La contrainte effective verticale σ_y est générée par la poussée d'Archimède [12, 86] et est déterminé selon [86] :

$$\sigma_y = SG(1 - SG)(1 - v) \frac{\rho_w g h}{2} \quad (3.14)$$

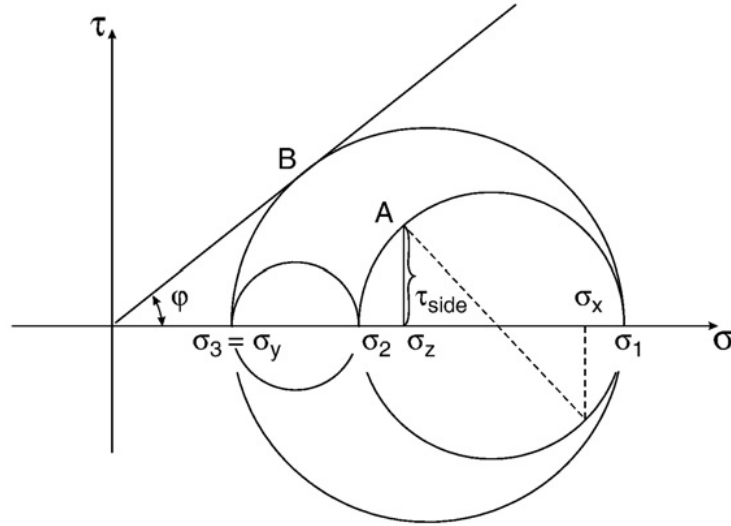


Figure 3.5 Diagramme de Mohr d'un embâcle de glace. Adaptée de BELTAOS [12].

où SG est la densité relative de la glace, donnée par ρ_i/ρ_w et généralement prise égale à 0,92 pour un embâcle de glace [12], v est la porosité de l'embâcle de glace, supposée égale à 0,4 [12], et h est l'épaisseur de l'embâcle.

L'utilisation du paramètre K_x est suggérée par UZUMER et KENNEDY dans leurs travaux sur la mécanique des embâcles de glace pour relier les contraintes internes de l'embâcle entre elles. Ce paramètre n'est toutefois pas constant et dépend largement du taux de déformation de l'embâcle de glace [12, 86]. La contrainte effective longitudinale σ_x peut ainsi être définie en fonction de σ_y et du paramètre adimensionnel K_x [12] :

$$\sigma_x = K_x \sigma_y. \quad (3.15)$$

Des essais en laboratoire ont permis d'évaluer la valeur que prend K_x en fonction de la déformation de la glace [86]. Pour des taux faibles, la littérature suggère une valeur de 100 tandis que pour des taux élevés, des valeurs entre 10 et 12 sont rapportées [12]. L'utilisation de modèles numériques construits à partir de données provenant d'essais sur le terrain pour évaluer plus récemment la valeur de K_x suggère également qu'une valeur prise entre 10 et 12 est appropriée [12].

En supposant un confinement latéral de l'embâcle de glace, les rapports des contraintes σ_z et σ_y et σ_z et σ_x s'expriment [12]

$$\frac{\sigma_z}{\sigma_y} = \nu(K_x + 1) \quad \text{et} \quad (3.16)$$

$$\frac{\sigma_z}{\sigma_x} = \nu\left(1 + \frac{1}{K_x}\right), \quad (3.17)$$

où ν est le coefficient de Poisson de l'embâcle. Si des valeurs usuelles de ν et K_x sont utilisées, respectivement 0,33 et 10, les deux relations précédentes permettent de formuler que $\sigma_z = 5\sigma_y$ et que $\sigma_z = 0,36\sigma_x$. Cette dernière est d'autant plus supportée par le modèle de PARISET, HAUSSE et GAGNON [61], qui supposait un ratio σ_z/σ_x inférieur à 1 [12].

Similairement, le cisaillement latéral de l'embâcle glace, τ_{xy} , peut s'écrire en fonction du paramètre adimensionnel C_0 , également introduit dans les travaux d'UZUMER et KENNEDY :

$$\tau_{xy} = \tau_{side} = C_0\sigma_y + C_i \quad (3.18)$$

où le facteur C_i est une constante empirique égale à 0,1 kPa [86]. Le paramètre C_0 , tout comme K_x , n'est pas constant et dépend du taux de déformation de l'embâcle de glace. Pour des taux faibles, on rapporte dans la littérature une valeur proche de 100 tandis que pour des taux de déformation élevés, une valeur de 2 est suggérée [12]. Toutefois, sous des conditions d'équilibre statique, il a été démontré [12] que

$$C_0 = \frac{\mu}{1 - \nu} \quad (3.19)$$

où μ est ici le coefficient de résistance interne. La valeur de μ a été évalué expérimentalement par quelques auteurs qui ont déterminé que μ possède une valeur entre 1,2 et 1,3 [12, 61]. Toutefois, en revisitant les hypothèses émises dans le développement des modèles originaux évaluant les propriétés internes des embâcles de glace, il a été démontré que l'utilisation de $\mu = 1,2$ est plus cohérente avec les modèles d'évaluation actuels [12].

L'utilisation de la formulation quadratique suivante permet de mettre en relation les paramètres C_0 , K_p et K_x aux contraintes internes [12].

$$C_0^2 = \left[\frac{\mu}{1 - \nu} \right]^2 = \left[\frac{\tau_{side}}{\sigma_y} \right]^2 = K_p(K_p - K_x) - \nu(K_p - K_x)(K_x + 1) \quad (3.20)$$

En appliquant cette formulation, il est également possible de déterminer l'angle de frottement ϕ d'un embâcle, pour peu que l'état d'équilibre statique soit atteint. Cette formulation permet également d'établir la faible dépendance de l'angle de frottement au coefficient de Poisson [12], qui apparaît dans la formulation de K_p .

Il est donc possible d'évaluer les contraintes internes d'un embâcle de glace en utilisant la théorie de Mohr-Coulomb. Le développement de modèles empiriques ou numériques permet également d'évaluer la stabilité des embâcles de glace et de mieux comprendre leur comportement, leur formation et leur débâcle [12].

3.2.3 Évaluation des efforts lors d'interaction glace-structure

L'évaluation des charges transmises d'un embâcle de glace à une structure en rivière permettrait de concevoir des ponts qui pourraient résister à l'emprise d'un embâcle. De telles constructions seraient d'autant plus sécuritaire, et le risque de rupture lors de ce genre d'évènement serait considérablement réduit.

Toutefois, la quantité de recherche portant sur l'interaction embâcle-structure n'est pas suffisante pour développer un modèle permettant de quantifier les efforts transmis aux piles ou à la superstructure. Quelques hypothèses stipulent cependant qu'un embâcle de glace peut être considéré comme une masse granulaire légèrement confinée par l'eau [13, 52]. Verticalement, la force transmise à une structure correspondrait entièrement à la poussée d'Archimède [12, 13, 15, 86].

3.3 Normes de conception

3.3.1 Normes de conception canadiennes

Le chapitre 3 du code canadien sur le calcul des ponts routiers concerne l'évaluation des charges dans le calcul des sollicitations. Plus particulièrement, il aborde l'estimation des charges dues à l'eau (3.11) et dues à la glace (3.12). Selon l'article 3.12 de la norme CSA S6-14, une nouvelle conception doit tenir compte des charges provenant des modes d'interaction suivants entre les glaces et l'ouvrage [17] ;

- les forces verticales et horizontales dynamiques dues aux impacts ;
 - les forces statiques dues à l'expansion thermique des champs de glace ;
 - la poussée latérale due à l'effet de voûte dans le cas des barrages de glace et des embâcles ;
-

- les forces verticales statiques ou dynamiques se produisant sur les surfaces des piles de ponts (l’adhérence et l’accrétion de la glace par exemple).

La norme canadienne permet de déterminer en fonction d’une description approximative une résistance p qui correspond à la résistance à l’écrasement des glaces et qui s’exprime en unité de pression [17]. Elle permet également l’utilisation de valeurs externe, si ces valeurs sont une estimation plus juste de la résistance de la glace.

La résistance p est ensuite utilisée dans la norme pour dériver les forces de rupture de la glace en flexion, en compression et en flexion/compression. La force horizontale dynamique due aux charges d’impacts de glace à considérer dans la conception des piles du pont est établie à l’article 3.12.2.2.3 et est basée sur les résistances déterminées plus tôt. Les articles 3.12.2.3.1 à 3.12.2.3.4 permettent de déterminer la force effective à considérer dans la conception selon la géométrie et la disposition des piles du pont [17].

Dans le cas des piles élancées, la norme canadienne renvoie le concepteur à un spécialiste et n’offre pas plus de recommandations. Par contre, le commentaire C3.12.2.4, relatif à la norme CSA S6-14, ajoute qu’une déflexion important dans le cas d’une pile élancée occasionne une interaction dynamique significative même si le poids de la pile joue un rôle important dans l’atténuation des effets de l’impact de glaces [18].

L’article 3.12.4 traite spécifiquement des embâcles de glace [17]. Une pression correspondant à 10 kPa doit être appliquée au-dessus du niveau de l’eau selon l’épaisseur prévue de l’embâcle si l’espacement entre les piles du pont, ou la distance entre le rivage et les piles du pont est inférieur à 30 m. La pression peut être réduite à 5 kPa si l’espacement est supérieur à 30 m [17]. Cet article offre au concepteur une bonne marge de manœuvre quant à la conception du pont, mais ne traite que des efforts verticaux.

L’article 3.12.5 détaille le calcul de la force verticale due à l’adhérence des glaces sur la surface des piles de ponts. Les commentaires C3.12.5 et C3.12.6 présentent en détail les équations proposées par l’article 3.12.5, qui sont basées sur les travaux de MONTGOMERY et al. et de NEVEL [17, 18, 52].

Le chapitre concernant l’évaluation des charges de la norme CSA S6-14 ne permet donc pas de quantifier la poussée d’un embâcle de glace sous la superstructure d’un pont puisqu’il est admis que la hauteur libre « doit être suffisante pour prévenir les dommages à la structure par l’action de l’écoulement des eaux, des glaces et des débris » [17] 1.9.7.1. En effet, les études hydrauliques entourant la conception d’un pont traversant un cours d’eau doivent proposer un niveau d’eau haute (article 1.9.1.6) qui correspond au niveau de la crue de conception (ayant généralement une période de retour de 50 ans) en négligeant la

présence d’embâcle de glace [17]. Dans le cas où le plan d’eau ou le cours d’eau est sujet à des crues anormales, les pires conditions probables, jumelées à la crue de conception, doivent être considérées. Lors de l’estimation de la hauteur libre (article 1.9.7.2), la plus grande valeur entre le niveau d’eau haute et le niveau d’eau causé par un embâcle de glace ayant une période de retour comparable à celle de la crue de conception est utilisée [17].

Notons finalement que l’article 3.11 de la norme canadienne ne traite pas du cas spécifique où un embâcle de glace combiné à une montée des eaux interagit avec le tablier. L’article 3.11.3 semble toutefois suggérer un début de réponse pour le concepteur qui cherche à quantifier l’effet du mouvement vertical d’un embâcle sur la superstructure d’un pont ; cet article traite spécifiquement de la poussée d’Archimède, mais dans un contexte où l’eau agit seule. L’article stipule que le concepteur doit nécessairement tenir compte des effets d’exposition à la pression de l’eau, telle que l’immersion [17]. Si les effets négatifs de la poussée d’Archimède (force vers le bas) existent en permanence, ils doivent être inclus dans l’estimation des forces. Si les effets sont par contre positifs (*uplift force*), ceux-ci doivent être considérés à moins que la possibilité de leur manifestation puisse être exclue hors de tout doute [17, 18]. Ainsi, bien que cet article ne s’applique qu’à l’eau, il convient d’admettre qu’il a le potentiel de s’appliquer également aux embâcles de glace.

3.3.2 Normes de conception américaines

La norme équivalente américaine, AASHTO LRFD Bridge Design Specifications [3], propose des directives très similaires à ceux de la norme canadienne et n’offre par conséquent que peu d’alternatives pour déterminer l’ampleur des pressions causées par un embâcle de glace sous la superstructure d’un pont.

Concernant l’évaluation des pressions due à l’eau, l’article 3.7.2 du code américain se montre plus catégorique que son équivalent canadien (CSA S6-14 art. 3.11.3) ; la flottabilité, ou la poussée d’Archimède, doit être considérée comme une poussée verticale positive (*uplift force*) uniquement. Tout comme dans le code canadien, il n’est pas précisé si cet article s’applique lorsqu’il est question d’un embâcle de glace.

Finalement, tout comme la norme canadienne, la majorité de l’information concernant l’évaluation des charges de glace présente dans la norme américaine provient des travaux de MONTGOMERY et al. [3, 52], d’où la similarité des deux codes sur ces points.

CHAPITRE 4

ÉTUDE DE CAS

Il est possible de trouver dans la littérature et l'actualité plusieurs cas de figure qui font état de ponts dont la rupture a été causée par l'arrachement par soulèvement de la superstructure par un embâcle de glace. Ces événements sont généralement accompagnés d'une fonte rapide des glaces et d'une montée des eaux exceptionnelles.

L'utilisation de cas de figure dans le présent projet permet d'évaluer les modes de rupture qui sont en jeux lors de l'interaction entre un embâcle de glace et le tablier d'un pont. Quatre ponts nord-américains qui ont été détruits complètement ou partiellement par un embâcle de glace sont présentés dans les sections suivantes, en plus d'expliquer sommairement leur conception et leur construction.

Ces analyses sont purement qualitatives et ne font état que des faits qui entourent la défaillance de ces ponts. Cette approche qualitative permet de formuler des hypothèses en utilisant les similarités de ces cas de figure comme point de départ dans l'élaboration d'un programme expérimental pour comprendre l'effet potentiel d'un embâcle de glace sur la déformation verticale de la superstructure d'un pont.

4.1 Honeymoon Bridge, Niagara Falls, ON

Le Honeymoon Bridge était un pont qui traversait le fleuve Niagara entre l'état de New York et l'Ontario en aval des chutes Niagara. Son successeur, le Rainbow Bridge, se situe à quelques mètres en amont. Doté d'une structure arquée et rotulée en acier [40, 54], le Honeymoon Bridge fut construit entre 1897 et 1898 pour remplacer un pont suspendu en fin de vie utile [40, 54, 60]. Il ouvrit la même année.

4.1.1 Description

La travée principale du pont était d'une longueur de 256 m [40, 54, 60], ce qui était un record à l'époque pour un pont en arc [7]. Le tablier était de largeur suffisante pour permettre le déplacement des chariots et des piétons, en plus de posséder deux voies pour les tramways électriques [54, 60]. Les fondations furent construites en pierre à moins d'un mètre du niveau de l'eau de chaque côté du fleuve [60]. La figure 4.1 illustre bien la construction d'acier en arc. On y observe le treillis arqué, qui supporte le tablier par l'entremise de membrures en compression. On remarque aussi sur la figure 4.1(b) la proximité entre le niveau de la glace et la partie inférieure de la superstructure qui s'appuie sur la fondation.

Puisque de la glace se forme chaque hiver à cet endroit sur le fleuve Niagara, les fondations, mal conçues, durent constamment être protégées [60]. En 1899 par exemple, un embâcle de glace qui s'était formé au pied du pont menaçait la stabilité des fondations et la structure d'acier. Rapidement, un mur de pierre de 7,30 m fut construit autour de chaque pile afin de protéger les fondations de la glace. Des réparations à la structure d'acier furent également effectuées à ce moment. Il s'agit du premier évènement de la sorte documenté avant l'effondrement du Honeymoon Bridge en 1938 [54].

Le pont, en plus de présenter des défauts de conception au niveau des piles et des fondations, était connu pour osciller sous de fortes charges ou de forts vents [54, 60]. Cette instabilité fut au cœur d'une anecdote de 1925, où une foule s'était rassemblée au centre du pont afin d'assister à l'illumination des chutes Niagara. Sous la charge inhabituelle, le pont se mit à osciller dangereusement, semant la panique au sein de l'attroupement [54].



(a)



(b)

Figure 4.1 Le Honeymoon Bridge, avant l'effondrement de la structure en 1938. Photographies par Madison Sale, adaptée de NIAGARA FRONTIER [55].

4.1.2 Effondrement de 1938

En janvier 1938, un réchauffement de cinq jours permit la fonte de la glace du lac Érié. Le niveau de l'eau du fleuve Niagara s'éleva rapidement à des niveaux historiques. Aidée par de forts vents pendant trois jours, une grande quantité de glace s'accumula en aval des chutes [43, 55], près du pont, formant un embâcle de glace de près de 24 m d'épaisseur [7, 60]. Cette glace enclava conséquemment les fondations et la partie inférieure de la structure d'acier du Honeymoon Bridge. Sous les charges de glace, la structure d'acier se tordit et flamba sans toutefois mener à la rupture du pont. Il était tout de même entendu que la structure ne résisterait pas encore longtemps [43, 54].

L'effondrement du pont fut inévitable lorsque la glace arracha la structure d'acier de ces fondations [43, 54, 60]. Le pont s'écrasa sur le fleuve gelé et coula au printemps [7, 43, 55]. Les morceaux furent plus tard récupérés [54, 55]. Les photographies du pont effondré sont présentées à la figure 4.2; on voit bien les dommages infligés par l'embâcle de glace à la structure d'acier.

Aucun décès ni blessé ne fut rapporté puisque le pont fut fermé à la circulation le matin précédant l'effondrement [43].



(a)



(b)

Figure 4.2 Le Honeymoon Bridge, tout juste après l'effondrement de la structure en janvier 1938. Photographies par Madison Sale, adaptée de NIAGARA FRONTIER [55].

4.1.3 Post-effondrement

Illustré à la figure 4.3, le Raindow Bridge fut construit en 1941, soit deux ans après l'effondrement du Honeymoon Bridge [7, 60] et est toujours en fonction. Bien que ces deux ponts

soient des ponts arqués en acier, le plus récent diffère de l'original par plusieurs aspects. Premièrement, la superstructure du Honeymoon Bridge était rotulée aux fondations tandis que le Rainbow Bridge ne possède aucune rotule mécanique [19]. Afin de remédier aux défauts des fondations du Honeymoon Bridge, les concepteurs du pont actuel ont choisi d'éloigner des berges les fondations de 15 m tout en les surélevant à 15 m au-dessus de la surface de l'eau [7, 19]. Cette configuration évite les problèmes d'enclavement par la glace des fondations, et surtout de la structure d'acier. Conséquemment, la travée de ce pont est plus longue de 34 m, portant la longueur à 290 m [19].



Figure 4.3 Rainbow Bridge, 2008. Adaptée de [42].

4.2 Pont ferroviaire, Perth-Andover, NB

Le pont ferroviaire de Perth-Andover, au Nouveau-Brunswick, traversait le fleuve Saint-Jean, parallèlement au pont de la route 109. Le pont faisait alors partie intégrante de la ligne de chemin de fer de la Tobique Valley Railway Company (TVR) construite de 1891 à 1894 [31], comme en témoigne la figure 4.4. Le réseau permit l'exploitation à grande échelle du gypse, ressource abondante de la région. La ligne de chemin de fer fut louée en 1897 pour une période de 999 ans au Canadian Pacific Railway (CP) [31].

4.2.1 Description

En raison de la nature privée du pont et de la ligne de chemin de fer, peu d'information concernant sa conception et sa construction subsiste. Toutefois, le pont était fait d'un

treillis métallique rotulé de cinq travées, pour une portée totale d'environ 270 m [16]. Les piles et les fondations étaient probablement faites de pierres. Les photographies des figures 4.4, et 4.5 illustrent bien la disposition des treillis et la structure métallique du pont. La construction est typique de la majorité des ponts ferroviaires de l'époque, particulièrement ceux traversant le fleuve Saint-Jean [16].

Suivant la construction du pont, en 1976, un premier embâcle de glace sur le fleuve Saint-Jean se forma à 6,4 km en aval du pont ferroviaire de Perth-Andover. L'embâcle causa une montée rapide des eaux, inondant les quartiers résidentiels de la région [30]. De la glace s'accumula jusqu'aux piles, faisant craindre les autorités d'un effondrement imminent du pont ferroviaire. Afin de le stabiliser contre la poussée latérale de la glace et des effets de soulèvement, dix-sept wagons remplis de copeaux de bois furent stationnés sur le pont, ce qui permit ultimement de prévenir sa destruction [16].



Figure 4.4 Wagons de lest utilisés pour stabiliser le pont de Perth-Andover à l'hiver 1987. Adaptée de HAMBLBY [31].

4.2.2 Effondrement de 1987

En 1987, un autre épisode historique d'inondations frappa la région. Cette fois, un embâcle de glace se forma près de Upper Guisguait Brook, à une vingtaine de kilomètres en amont de Perth-Andover. Cet embâcle causa la formation d'un embâcle secondaire à Perth-Andover (figures 4.4 et 4.5), qui enclava les ponts ferroviaire et routier, rappelant les événements de 1976 [29, 30]. L'eau s'éleva de 5,2 m en amont du pont, poussant une grande quantité de glace contre les piles du pont ferroviaire [85]. Afin de contrer les forces de soulèvement causées par l'embâcle de glace, des wagons chargés furent à nouveau stationnés sur le pont, tel que montré à la figure 4.4 [30]. Toutefois, cette mesure ne suffit pas pour protéger le

pont, qui fut soulevé des piles [16]. L'embâcle de glace céda au même moment, emportant les wagons et les restes du pont [30, 31, 85].

Aucun mort ne fut rapporté dans l'effondrement, bien que les inondations eurent causé une grande quantité de dégâts matériels en plus de forcer l'évacuation de centaines de personnes [29, 85].



Figure 4.5 Embâcle secondaire formé à Perth-Andover en 1987. Adaptée de CANADIAN PACIFIC RAILWAY [16].

4.2.3 Post-effondrement

Le Canadian Pacifique prit la décision de ne pas reconstruire le pont ferroviaire de Perth-Andover en considérant les coûts associés et la faible utilisation de la ligne de chemin de fer, le transport de marchandises, qui s'effectuait majoritairement par camions [16]. Plusieurs regroupements, syndicats et compagnie, en plus du ministère du Transport, s'opposaient toutefois à l'abandon du réseau de chemins de fer de la région [16]. Malgré tout, la ligne fut officiellement fermée en 1991, les rails furent vendus et les droits de passage furent cédés au gouvernement, qui y exploite depuis un réseau de sentiers pédestres [16].

4.3 Pont du chemin du Moulin, Saint-Alexis, QC

Le pont du chemin du Moulin, situé à Saint-Alexis, enjambait la rivière Matapédia, près de la frontière entre le Québec et le Nouveau-Brunswick. La rivière Matapédia est historiquement sujette aux embâcles de glace et aux inondations ; notamment en 1994, 1995, 2008, 2012, 2014 et 2019 [27]. Les embâcles de glace s'y forment typiquement dans les quinze

kilomètres précédents l’embouchure de la rivière Matapédia et de la rivière Restigouche [10].

L’embâcle de 1994 eut raison du pont du chemin du Moulin et d’un pont ferroviaire à 2 km en amont. Le pont routier fut rapidement reconstruit la même année par le ministère des Transports du Québec [50].

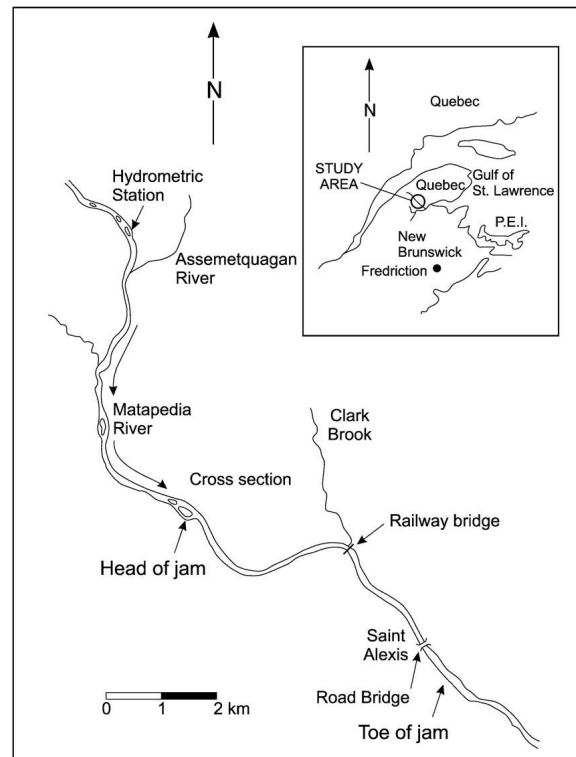


Figure 4.6 Localisation du pont du chemin du Moulin et du pont ferroviaire, l’embâcle de glace est également représenté. Adaptée de BELTAOS et BURRELL [14].

4.3.1 Description

Le pont du chemin du Moulin était un pont en treillis métallique rotulé de type Baltimore qui comportait deux travées pour une portée totale d’environ 150 m [14]. Peu d’information fut trouvée quant à la conception et la construction du pont routier, tout comme le pont ferroviaire.

4.3.2 Effondrement de 1994

En avril 1994, un embâcle de glace se forma à la confluence des rivières Matapédia et Restigouche causant la montée des eaux et des inondations dans la région. L'embâcle s'étendit jusqu'à quinze kilomètres en amont, enclavant par le fait même le pont du chemin du Moulin et un pont ferroviaire [14, 27].

BELTAOS et BURRELL rapportent que la glace de l'embâcle exerça contre la superstructure du pont routier des forces considérables, qui contribuèrent à déformer latéralement et verticalement une des deux travées en flexion. Le tablier fut ensuite arracher des piles et déplacé vers l'aval de la rivière. De même, le pont ferroviaire fut arraché de ces fondations et déplacé sur une distance de 8 m [14].

Les dommages causés par les inondations dans les municipalités de Matapédia et Saint-Alexis, en plus de ceux infligés aux ponts, étaient évalués à l'époque entre 12 et 20 millions de dollars (soit entre 19 et 32 millions de dollars en 2021), bien que les sommes finales ne furent pas publiquement révélées [27].



Figure 4.7 Détails de l'embâcle de glace et du pont du chemin du Moulin, soulevé par celui-ci. Adaptée de BELTAOS et BURRELL [14].

4.3.3 Post-effondrement

Tout comme le pont ferroviaire, un nouveau pont routier fut rapidement construit par le ministère des Transports du Québec à la place du pont original. On préconisa toutefois une conception en poutres de béton précontraint à la place d'une structure métallique [50].

L'embâcle de glace de 1995 causa encore des inondations considérables dans la région, sans toutefois mettre à mal l'intégrité structurale du pont routier [27]. À la suite à ces évène-

ments, la Garde côtière canadienne participa activement avec les municipalités concernées à la destruction des embâcles chaque hiver [27].

4.4 Walnut Street Bridge, Pennsylvanie, USA

Le pont de Walnut Street en Pennsylvanie est un pont en treillis métalliques qui relie la ville de Harrisburg à celle de City Island (segment est) et la ville de City Island à celle de Wormleysburg (segment ouest) qui a été achevé en 1890 par la Phoenix Bridge Company [4, 36, 38, 41]. Il fut fermé à la circulation automobile dès 1972 bien qu'utilisé dans son entièreté jusqu'en 1996 comme pont piétonnier [36]. Aujourd'hui, le segment est du pont est toujours utilisé comme lien piétonnier avec City Island [41], tandis que le segment ouest est à l'abandon malgré quelques tentatives pour financer sa restauration [38].

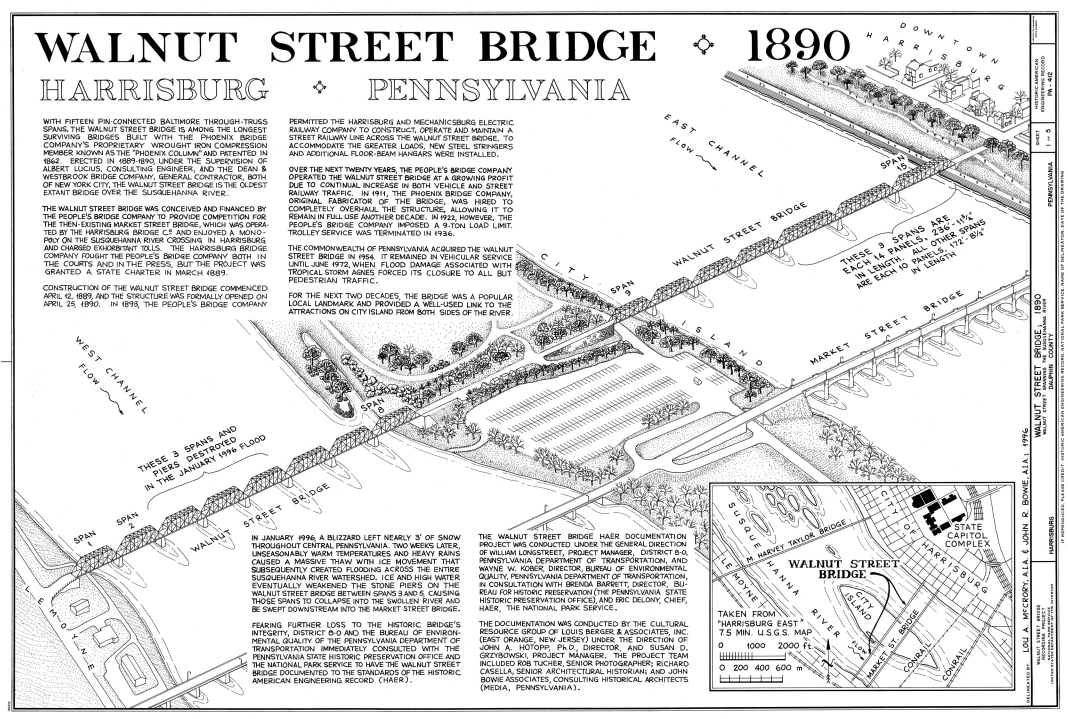


Figure 4.8 Vue d'ensemble de la structure. Adaptée de HISTORIC AMERICAN ENGINEERING RECORD [36].

4.4.1 Description

Le pont comportait originalement quinze travées, pour une portée totalisant 860 m. Le segment est composé quatre travées de 53,34 m et trois travées de 73,15 m. Le segment ouest comporte huit travées de 53,34 m [4, 36, 41]. Les travées les plus longues surplombent le chenal principal. Les treize piles et les quatre approches ont été construites en pierres et sont toujours en place dans le fleuve Susquehanna aujourd'hui [36].

Le pont fut initialement conçu pour les véhicules à moteur et les piétons, avant d'être modifié en 1893 pour accueillir une ligne de tramway [36, 38].

La Phoenix Bridge Company, responsable de la conception et de la construction du pont, misait alors sur un design propriétaire qui faisait usage de colonnes de type Phoenix. Les membrures principales du pont étaient ainsi fabriquées selon cette méthode : des sections semi-circulaires laminées en fer forgé étaient rivetées ensemble pour obtenir une membrure en compression [36]. Cette méthode de construction permettait ainsi la préfabrication de sections de pont en acier sans égard à la dimension finale de l'ouvrage. Elle avait également l'avantage de la rapidité ; la construction du pont de Walnut Street fut complétée en moins d'un an puisque la Phoenix Bridge Company préfabriquait en usine les travées et les assemblait sur le site [36].

En mai 1889, alors qu'Harrisburg était aux prises avec des pluies et des inondations records, des dizaines de bâtiments et de ponts furent détruits. Les ingénieurs responsables du projet du pont de Walnut Street révisèrent la conception des piles en augmentant de 1,83 m leur hauteur pour prévenir une montée des eaux future [36]. L'inondation de 1936 causa toutefois des dommages suffisamment graves au pont pour signer l'arrêt des passages de tramways. Les dommages causés au pont à cette époque n'ont pas été répertoriés.

En 1972, l'ouragan Agnes fut à l'origine d'une montée record du niveau des eaux, en plus de causer l'accumulation d'une grande quantité de débris autour des piles du pont [38]. Cette accumulation imposa des charges latérales conséquentes pour lesquelles les fondations n'étaient pas conçues [36]. Suite à l'inspection de la structure, une firme d'ingénierie ordonna la fermeture permanente du pont aux véhicules ; la vocation du pont devint purement piétonnière [4, 38].

4.4.2 Effondrement de 1996

En janvier 1996, une ultime inondation frappa le fleuve Susquehanna, causant l'accumulation massive de glace autour des piles [38]. L'embâcle de glace soulevât deux travées

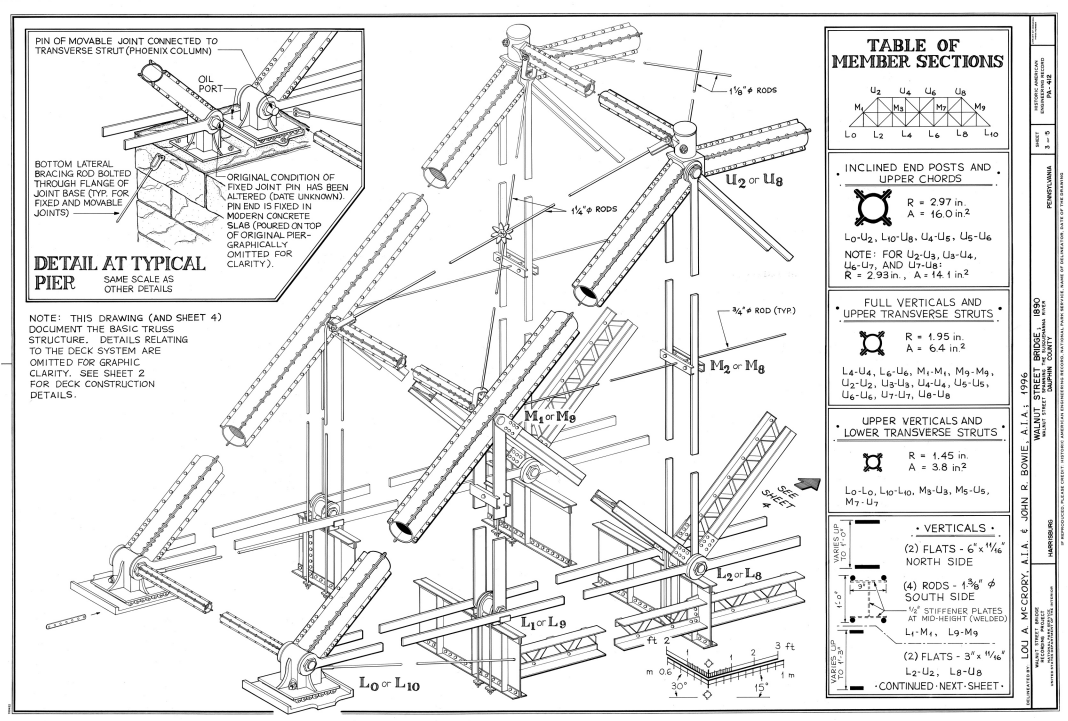


Figure 4.9 Extrait des dessins d'atelier de la structure présentant les méthodes de conception et de construction employées par la Phoenix Bridge Company. Adaptée de HISTORIC AMERICAN ENGINEERING RECORD [36].

du segment ouest du pont, qui furent emportées par la glace et le courant et s'écrasèrent contre un autre pont. Les forces causées par la glace eurent raison de deux piles, qui furent délogées de leurs fondations, détruisant une troisième travée [36, 38]. Anecdotiquement, lors de l'érection de ces deux piles près de 100 ans plus tôt, l'entrepreneur avait rapporté avoir de la difficulté à atteindre le roc. Il est donc suggéré que la destruction de ces deux piles aurait pu être prévue dès l'étape de conception du pont [36].

4.4.3 Post-effondrement

À la suite aux événements de 1996, la partie est du pont fut réhabilitée pour pouvoir conserver sa vocation piétonnière tandis que la partie ouest du pont fut abandonnée. Aujourd'hui, le pont de Walnut Street présente une grande valeur historique, en plus d'être un des derniers exemples des méthodes de conception et de construction employées avant 1900 [36, 38].



Figure 4.10 Détails des connexions métalliques utilisées. Adaptée de HISTORIC AMERICAN ENGINEERING RECORD [36].

4.5 Discussion

Les quatre cas de ruptures présentés permettent de mieux comprendre les mécanismes de défaillance possibles lors de l'interaction entre un embâcle de glace et la superstructure d'un pont. Toutefois, les événements de rupture ne permettent pas à eux seuls de comprendre pourquoi ces ponts, comme plusieurs autres, ont été endommagés par la glace. Les méthodes de construction et l'époque de construction, le type de structure et les particularités des sites sont tous des facteurs qui permettent d'expliquer ces ruptures.

Premièrement, au moins trois des ponts étudiés ont été construits entre 1890 et 1900. À cette époque, les méthodes de conception et de construction n'étaient pas autant réglementées et encadrées qu'aujourd'hui. Toutefois, les défaillances analysées n'ont pas été causées par une mauvaise conception du tablier ; mais relèvent plutôt de problèmes liés aux fondations. Dans le cas du pont Honeymoon par exemple, il a été déterminé que les fondations étaient situées trop près du niveau de l'eau et n'admettaient qu'une faible augmentation du niveau avant que la superstructure ne soit partiellement submergée. D'ailleurs, des problèmes relatifs aux fondations sont apparus dès les premiers hivers suivant la fin de sa construction. Même chose du côté du pont de Walnut Street. Bien que les ingénieurs responsables de la conception aient augmenté le dégagement vertical du pont de 1,83 m durant la construction, cela ne s'avéra pas suffisant. Aujourd'hui, des normes quant à la distance entre la surface de l'eau et le dessous du tablier existent et sont basées sur des prévisions statistiques et des analyses hydrauliques.

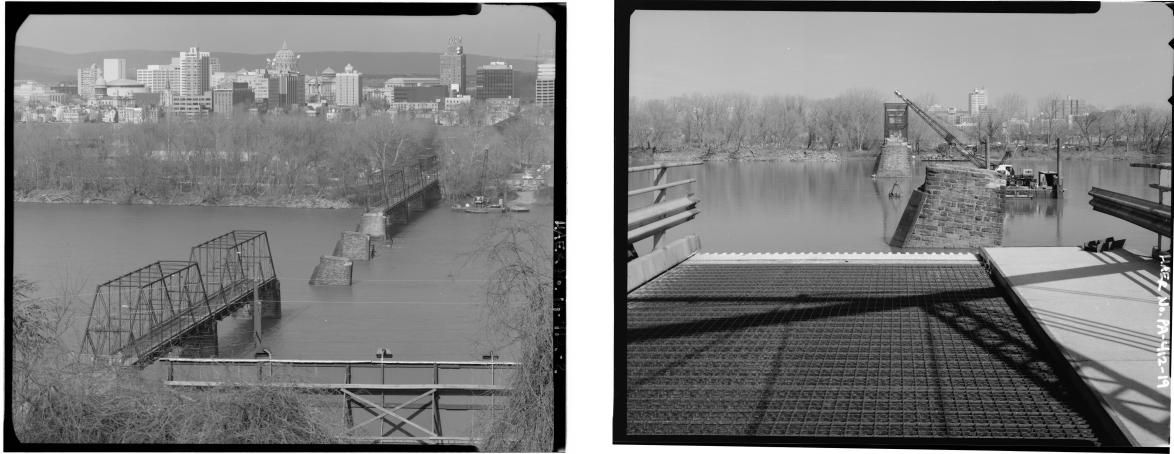


Figure 4.11 État actuel de la structure. a) Vue aérienne, b) Vue rapprochée.
Adaptée de HISTORIC AMERICAN ENGINEERING RECORD [36].

On remarque également que les ponts étudiés ici étaient tous de construction semblable ; des fondations en pierre ou en béton et une superstructure en acier. Trois d'entre eux possédaient plus d'une portée et la superstructure était faite en treillis métallique. L'époque permet encore une fois d'expliquer ces similitudes : le béton armé n'était pas un matériau très utilisé pour la construction de pont, encore moins des poutres en béton précontraintes. Les ponts de pierre, de bois ou d'acier étaient plus courants.

Les sites sur lesquels ces ponts étaient situés sont tous plus ou moins semblables ; les rivières qu'ils traversaient avaient des largeurs similaires. Par exemple, les ponts de Walnut Street, de Perth-Andover et de Saint-Alexis ont tous une portée totale entre 150 m et 400 m, et des portées individuelles inférieures à 100 m. La conception en treillis métallique à portées multiples est donc privilégiée dans tous ces cas. Le pont Honeymoon présente toutefois la particularité d'être très haut ; les ingénieurs optèrent plutôt pour un pont métallique arqué. Ce type de structure, quoique différent des ponts à treillis, fait usage de fondations similaires, et à terme, la superstructure de ces quatre ponts a été arrachée de celles-ci de manière semblable.

Notons finalement qu'il n'existe pas actuellement un registre des ponts privés ou ferroviaires au Québec. Par exemple, on ne trouve que peu de cas de pont endommagé par un embâcle de glace dans la littérature. Il serait toutefois erroné de conclure que c'est parce que ce genre d'évènement n'est arrivé qu'à quelques reprises ; c'est plutôt parce qu'ils ne sont pas répertoriés. En effet, les ponts qui aujourd'hui subissent les effets des embâcles de glace sont souvent des ponts privés, comme les ponts ferroviaires, et ne sont pas sou-

mis aux mêmes normes que les ponts publics. Les informations concernant la conception, la construction et la destruction de ces ponts, si elles existent, ne sont généralement pas accessibles dans les archives publiques. La création d'un inventaire provincial des ponts en rivière sujet à des événements d'embâcle de glace permettrait d'alimenter la recherche et de se prémunir contre d'éventuelles catastrophes.

CHAPITRE 5

PROGRAMME EXPÉRIMENTAL

La littérature suggère actuellement que la charge verticale transmise par un embâcle de glace à un tablier de pont correspond entièrement à la poussée d'Archimède [12, 13, 15, 86] et néglige donc toute contribution de facteurs externes comme le débit, la pente du lit de la rivière, ou encore, la pression due à une accumulation de l'eau sous et en amont de l'embâcle. Toutefois, ce modèle n'est pas vérifié par des essais expérimentaux.

Un programme expérimental a été développé pour vérifier sommairement ces hypothèses, mais surtout dans un objectif de démonstration de faisabilité. Plus précisément, ce programme vise à évaluer si la force verticale causée par l'embâcle de glace est uniquement attribuable à la poussée d'Archimède, ou si d'autres facteurs, tels que le débit et l'épaisseur de l'embâcle de glace, sont potentiellement en causes. Il ne sera toutefois pas possible au terme des essais d'identifier la nature de ces autres facteurs. Ainsi, bien que les essais ne permettront pas de tirer de conclusion quantitative sur le sujet, ce projet offrira un regard sur le phénomène.

Pour y parvenir, des essais expérimentaux sont réalisés et leurs résultats sont comparés aux résultats obtenus du modèle actuellement adopté. Ces essais font usage d'un appareil de mesure fixé directement au-dessus d'un canal hydraulique. De la glace contenue dans le canal est soumise à une augmentation du niveau de l'eau et un débit fixe; les efforts qui se développent à l'interface de la glace et l'appareil de mesure sont mesurés par trois cellules de charge verticale contenue dans l'appareil de mesure.

5.1 Montage expérimental

Les essais seront menés dans un canal rectangulaire situé au laboratoire d'hydraulique de l'Université de Sherbrooke. Le canal est d'une longueur l de 2000 mm et d'une largeur

w_f de 150 mm. La géométrie est illustrée à la figure 5.1. Le lit du canal est constitué de métal, tandis que ces côtés sont faits d'acrylique transparent. Un grillage métallique est positionné à 1280 mm de l'entrée du canal pour simuler le pied de l'embâcle de glace.

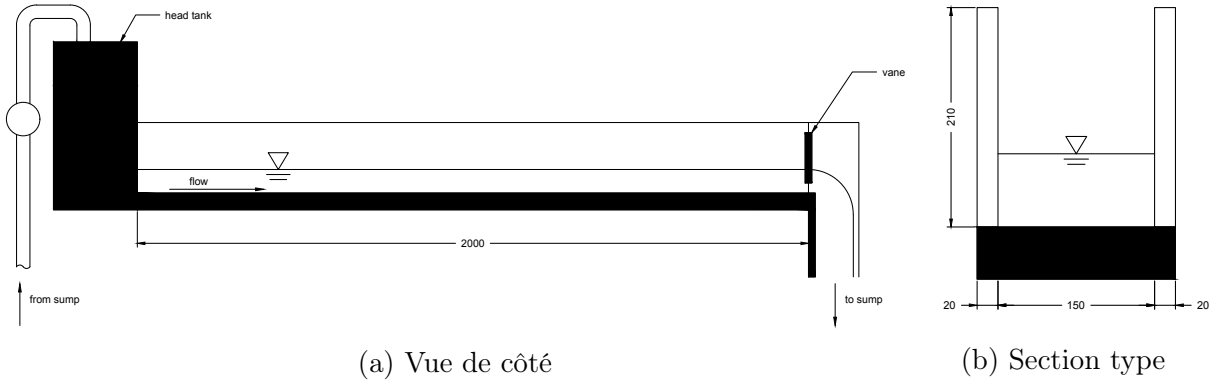


Figure 5.1 Canal utilisé. Toutes les dimensions sont en millimètre.

L'appareil de mesure contient les trois cellules de charge orientées verticalement et est constitué d'une plaque de polyéthylène à haute densité (HUMPE) de $303,75 \times 139,85 \times 25,80$ mm de dimension. Une petite plaque d'aluminium de $6,50 \times 144,90 \times 63,75$ mm de dimension s'ajoute à l'extrémité dirigée vers l'amont afin de prévenir une accumulation accidentelle de glace dans l'appareil de mesure. Ces deux plaques modélisent grossièrement le dessous d'un tablier de pont et serviront d'interface entre les cellules de charge et la glace du canal. Les dessins techniques de la figure 5.2 présentent en détail l'appareil de mesure. Ces cellules permettent la mesure continue des forces de compression verticale durant l'essai. Cet appareil est situé à 770 mm de l'entrée du canal.

Afin de faciliter l'acquisition de données, des caméras synchronisées sont utilisées pour mesurer le niveau d'eau à tout moment durant l'essai. Cette mesure est nécessaire puisqu'elle permet de déterminer le volume de glace submergé et le volume de la plaque submergé, qui sont ensuite utilisés dans le calcul de la poussée d'Archimède. Deux caméras offrent une vue latérale du canal, et sont positionnées respectivement en amont et en aval de l'appareil de mesure, soit à 765 mm et 1270 mm de l'entrée du canal. La figure 5.3 présente la disposition des caméras par rapport au canal ainsi que la position approximative de l'appareil de mesure dans celui-ci.

5.2 Conditions d'essai et glace utilisée

Il est plutôt ardu de recréer artificiellement un embâcle de glace en laboratoire. Cette difficulté provient du fait que la composition d'un embâcle varie énormément puisqu'il est

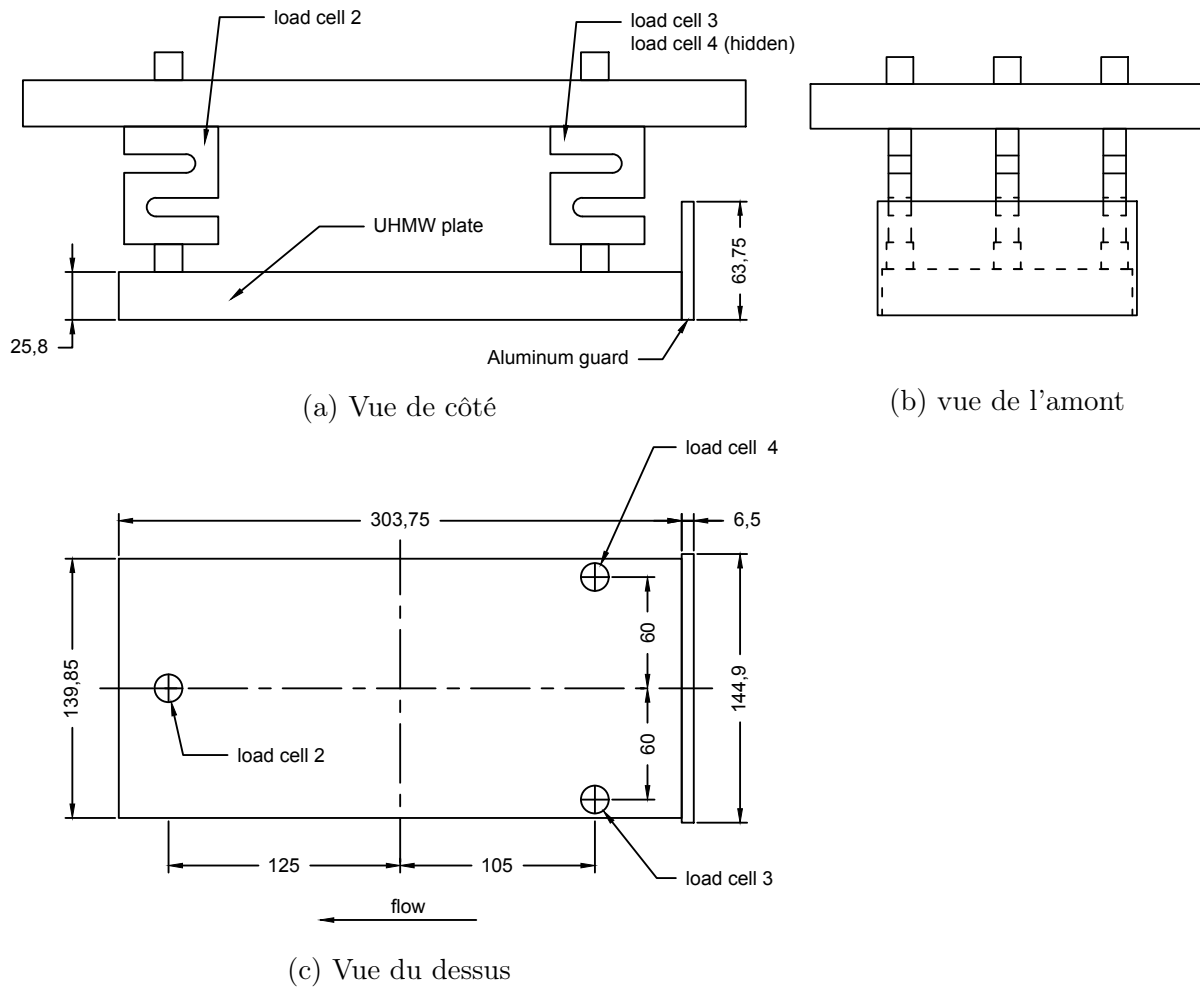


Figure 5.2 Détails de l'appareil de mesure. Toutes les dimensions sont en millimètre.

le résultat de l'amalgame de glace et de neige provenant des lacs et rivières en amont et de précipitations. Toutefois, la porosité moyenne des embâcles est relativement constante [33]. Pour simuler un embâcle en laboratoire, quelques méthodes sont suggérées dans les travaux de HEALY et HICKS [33, 34]. Ces méthodes sont présentées ici et ont été testées durant les phases préliminaires des essais.

Premièrement, l'utilisation de glace synthétique est possible. Les travaux de recherches de HEALY et HICKS, utilisés comme références, se concentrent sur la formation et la croissance des embâcles de glace. Leurs essais nécessitaient une grande précision dans la composition de la glace utilisée de façon à recréer le plus fidèlement les caractéristiques d'un embâcle réel. Pour leurs essais, des morceaux de polymères de tailles variées furent utilisés. Ceux-ci doivent être produits à partir de polyéthylène d'une densité de 0,92, qui correspond à celle de la glace pure d'eau douce [49, 81]. La taille des morceaux employés doit également

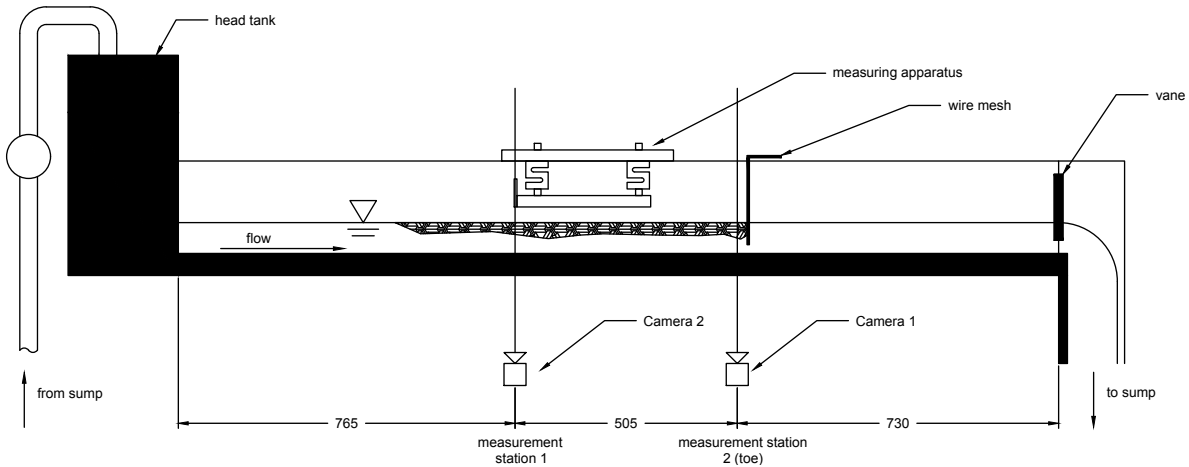


Figure 5.3 Positionnement des caméras et de l'appareil de mesure dans le canal. Toutes les dimensions sont en millimètre.

respecter une distribution bien définie afin d'obtenir une porosité moyenne de 0,49 pour l'embâcle de glace simulée, ce qui correspond aux données trouvées dans la littérature [33]. Cette distribution, établie par HEALY et HICKS [33, 34], est présentée au tableau 5.1 en guise de référence.

Tableau 5.1 Distribution des morceaux de glace. Adaptée de HEALY et HICKS [33].

Dimensions (mm)	Proportion volumique
$12,7 \times 12,7 \times 3,2$	21,4 %
$12,7 \times 12,7 \times 6,4$	8,4 %
$12,7 \times 12,7 \times 50,8$	26,7 %
$50,8 \times 50,8 \times 6,4$	23,5 %
$50,8 \times 50,8 \times 12,7$	20,0 %

Le polyéthylène possède toutefois la caractéristique particulière de repousser l'eau, ce qui augmente l'importance des tensions de surface. Afin de minimiser les effets des tensions de surface, que l'on ne retrouve pas dans le cas de la glace, la littérature suggère de conserver durant plusieurs jours les spécimens de polyéthylène mouillés. La glace synthétique devrait donc être conservée mouillée en tout temps [33, 34]. Bien que du polyéthylène ait été utilisé par HEALY et HICKS, de la glace produite en laboratoire aurait également pu être utilisée.

L'utilisation de glace naturelle est également possible : celle-ci peut être produite en laboratoire soit dans des moules respectant les dimensions prescrites au tableau 5.1, soit en gros blocs que l'on taillera après congélation conformément à la distribution établie.

Notons que la taille de glace est un processus qui produit de la chaleur et peut altérer la taille finale des spécimens [81].

Lors d'essais préliminaires, il a été constaté que la faible échelle du projet rend les manipulations avec de la glace synthétique taillée selon la distribution du tableau 5.1 impraticable ; l'utilisation de blocs de glace non taillés a donc plutôt été adoptée dans le cadre du projet. Notons que cette décision ne permet pas d'obtenir pour l'embâcle simulé une densité représentative de ce que l'on observe sur le terrain pour des embâcles de glace réel. Aussi, la précision offerte par la distribution de tailles proposée par HEALY et HICKS est trop grande pour les objectifs du projet de recherche et peut être réduite pour simplifier le déroulement des essais.

Deux moules de différentes dimensions sont employés pour former les échantillons. Le premier moule possède des dimensions de $508 \times 115 \times 25$ mm et a été utilisé pour confectionner cinq échantillons. Le deuxième moule possède des dimensions de $762 \times 125 \times 38$ mm et a été utilisé pour confectionner neuf échantillons.

Finalement, l'eau utilisée dans le canal est en circuit fermé, ce qui assure une réutilisation de l'eau. Ce circuit est également connecté à des refroidisseurs qui permettent de conserver l'eau autour de son point de congélation. Les refroidisseurs sont épaulés par des blocs de glace de grandes tailles qui sont ajoutés dans le réservoir d'eau pour en diminuer la température. Ces précautions sont prises afin de limiter la fonte de la glace utilisée lors des essais.

5.3 Paramètres de l'essai

Les paramètres présentés au tableau 5.2 doivent être considérés lors de la réalisation des essais et lors de l'analyse des résultats puisqu'ils entrent en jeu durant les essais. Pour les paramètres variants, les différentes valeurs ou la plage de valeurs que prend chaque paramètre sont également présentées. Puisque les essais réalisés n'utilisent qu'une seule géométrie de canal et qu'une seule pente ; l'effet d'échelle ne pourra être évalué dans le cadre du présent projet.

Le programme prévoit une modification du débit d'essai en essai afin de simuler une gamme d'évènements qui permettront d'évaluer comment ils affectent la poussée verticale causée par l'embâcle de glace. Dans la réalité, l'augmentation du niveau d'eau causé par un embâcle de glace est un processus qui peut être très lent, conséquence d'un faible débit. Toutefois, une débâcle en amont peut par exemple créer une onde de crue qui génère alors

une augmentation soudaine du niveau de l'eau et entraîne une amplification des efforts transmis à la superstructure.

Ainsi, lors d'essais préliminaires, une plage de débit à utiliser a été déterminée. Pour le canal utilisé, les débits utilisés se situent sur l'intervalle de $0,668 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ à $2,045 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$. Les débits plus faibles de cet intervalle permettent d'établir un régime d'écoulement assimilable à un régime permanent (bien que ce ne soit pas exactement le cas) au moment de l'interaction avec l'appareil de mesure tandis que les plus élevés permettent d'obtenir le passage d'une onde de crue au moment de l'interaction. Dans tous les cas, le débit doit être mesuré à l'aide d'une méthode appropriée au début de l'essai, et le niveau de l'eau et l'épaisseur de la glace doivent être mesurés tout au long des essais.

5.3.1 Acquisition des données en continue

Durant les essais, les données suivantes sont acquises en continu :

- Niveau d'eau aux deux stations ;
- Épaisseur de glace aux deux stations ;
- Les forces transmises à l'appareil de mesure.

Les deux stations de mesure permettent la mesure du niveau de l'eau et de l'épaisseur de la glace en aval et en amont de l'appareil de mesure. Les mesures sont effectuées par des caméras, qui filment en continu les essais. Ces stations de mesures sont positionnées

Tableau 5.2 Paramètres des essais.

Paramètre	Dépendance	Note
t Temps	indépendant	
Q Débit	indépendant	Contrôlé par valves ; Dois être mesuré selon la méthode appropriée avant chaque essai.
h_w Niveau d'eau	dépendant	Inhérent au débit ; Utilisé lors du calcul de la poussée d'Archimède.
h_i Épaisseur de l'embâcle	dépendant	Doit être mesurée au début de chaque essai ; Mesurée par caméras durant chaque essai.
F Poussée d'Archimède	dépendant	Dépend des propriétés de l'eau et du volume submergé de glace et du volume submergé de la plaque de mesure.
w_f Largeur du canal	indépendant	Inhérent à la géométrie des canaux
S_f Pente hydraulique	indépendant	Inhérent à la géométrie des canaux

à 765 mm et 1270 mm de l'entrée du canal. L'appareil de mesure se situe quant à lui à 770 mm de l'entrée du canal.

Les forces transmises par l'embâcle sont mesurées par les trois cellules de charges de l'appareil de mesure qui sont reliées au système d'acquisition de donnée. Une correction des lectures des cellules de charge est appliquée automatiquement par le système d'acquisition de données pour contrer les effets de gravité de l'appareil de mesure. Sept canaux d'acquisition sont utilisés ; trois flux vidéo, trois flux provenant des cellules de charge verticales et un flux provenant d'une cellule de charge horizontale. Les mesures rapportées par cette dernière ne sont pas utilisées dans le cadre du projet. Le taux d'acquisition pour les flux vidéo est de 30 images par flux par seconde tandis que pour les flux provenant des cellules de charge, le taux d'acquisition est de 10 données par flux par seconde.

5.4 Méthodologie expérimentale

Les essais expérimentaux débutent avec un canal vide ; la présence d'eau résiduelle à cette étape est acceptable. L'embâcle de glace est ensuite installé dans le canal, sous la plaque de mesure. L'entrée d'eau est détournée vers l'appareil de mesure du débit et le débit est réglé approximativement et noté. L'acquisition des données provenant des cellules de charges et des caméras est ensuite démarrée. L'entrée d'eau est redirigée vers le canal d'expérimentation sans modification du débit ; l'embâcle devrait s'élever vers la plaque de mesure avec le niveau d'eau. Lorsque le niveau de l'eau et l'embâcle de glace atteignent la plaque de mesure, l'entrée d'eau est détournée à nouveau vers l'appareil de mesure du débit, en préparation du prochain essai. L'acquisition des données est finalement arrêtée. Le canal est ensuite vidé pour les essais suivants.

Un intervalle de débits à utiliser a été déterminé lors d'essais préparatoires : de $0,668 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ à $2,045 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$. Notons qu'il ne s'agit pas d'atteindre des débits précis lors des essais, mais plutôt d'obtenir une gamme d'essais qui produiront de faibles et de grandes variations de débit lors de l'interaction entre l'eau, la glace et l'appareil de mesure, et dans certains cas, une onde de crue.

Le déroulement d'un essai se résume ainsi comme suit :

1. Installation de l'embâcle simulée sous l'appareil de mesure ;
 2. Réglage du débit Q dans le système secondaire ;
 3. Démarrage de l'acquisition de données provenant des cellules de charge et des caméras ($t = 0$) ;
-

4. Détournement de l'eau dans le système primaire et augmentation du niveau d'eau ;
5. Lorsque l'embâcle et le niveau d'eau atteignent le dessous de l'appareil de mesure, l'eau est redirigée vers le système secondaire ;
6. Arrêt de l'acquisition de données ($t = t_f$) ;
7. Vidange du canal.

5.5 Méthodologie théorique

La méthodologie employée pour produire les données théoriques fait appel aux concepts de pression hydrostatique, de portance et de poussée d'Archimède. Elle a pour but une estimation statique de la force transmise de la glace à l'appareil de mesure. En effet, en connaissant les dimensions de la plaque et le volume de la glace, la pression effective transmise au pont peut être déterminée. Notons que la plaque simule la superstructure le plus simplement ; dans les faits, un embâcle transmet plutôt des forces aux poutres maîtresses du pont et l'aire de contact doit être conséquente.

Les forces nettes causées par la poussée d'Archimède provenant de la glace et de la partie submergée de l'appareil de mesure sont premièrement calculées. Ainsi, la flottabilité d'un corps submergé en partie ou totalement se calcule en soustrayant les forces de gravité provenant de la masse du corps de la poussée d'Archimède tel que :

$$F_e = \rho_w g V_{e_{sub}} - SG_e \rho_w g V_e = \gamma (V_{e_{sub}} - SG_e V_e), \quad (5.1)$$

où F_e est la force résultante. Le premier terme de l'équation 5.1 détermine la poussée d'Archimède du corps e et où ρ_w est la densité de l'eau, g est l'accélération gravitationnelle et $V_{e_{sub}}$ correspond au volume submergé du corps. Le deuxième terme détermine la masse du corps, où SG_e est sa densité relative et γ est le poids volumique de l'eau et V_e est le volume total du corps. Notons que $SG_e \rho_w$ est équivalent à ρ_e , qui correspond à la densité absolue du corps. Dans le cas où le corps e est entièrement submergé $V_{e_{sub}} = V_e$, l'équation 5.1 se réduit à

$$F_e = \gamma V_e (1 - SG_e). \quad (5.2)$$

Une somme positive signifie que le corps e flotte, tandis qu'une somme négative signifie que le corps coule. Dans ce programme, le corps e peut correspondre uniquement au bloc de glace, dans le cas où le niveau de l'eau dans le canal n'atteint pas l'appareil de mesure, c'est-à-dire qu'il ne dépasse pas la surface supérieure de la glace. Dans le cas plus probable où le niveau d'eau dépasse la glace et submerge en partie l'appareil de mesure, la poussée

appliquée sur ce dernier doit être considérée puisqu'elle influencera les résultats. L'équation 5.1 doit donc être utilisée une première fois pour évaluer la force résultante agissant sur la glace, et une deuxième fois pour évaluer la force résultante sur l'appareil de mesure, en considérant le niveau final d'eau. Les forces résultantes sont ensuite combinées pour donner un résultat théorique qui peut être comparé avec le résultat expérimental obtenu de l'appareil de mesure.

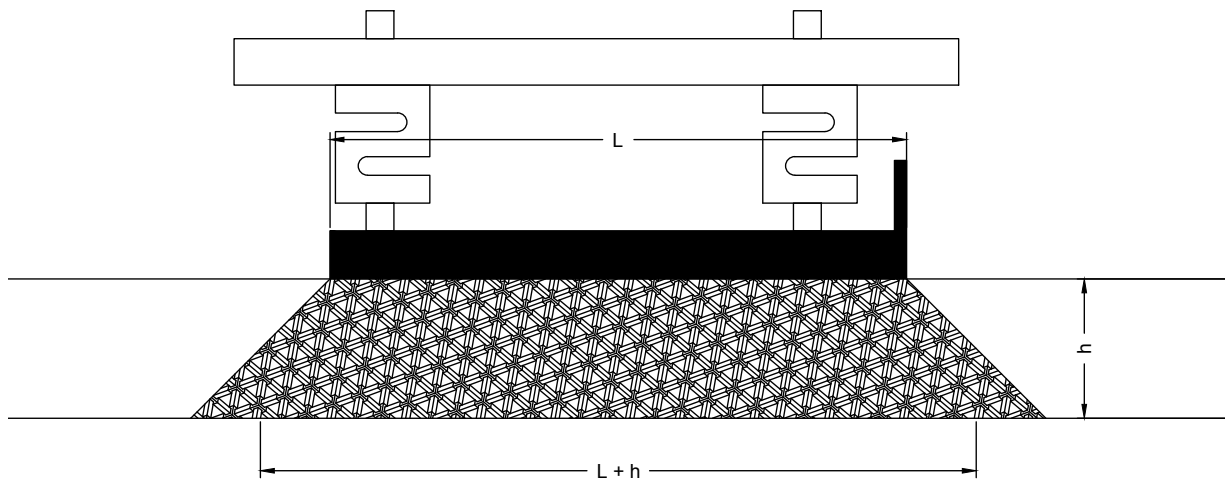


Figure 5.4 Coupe illustrant la longueur de glace considérée dans la poussée verticale.

L'aspect le plus corsé de cette procédure est la détermination adéquate du volume de glace en jeu. Deux méthodes qui varient en précision sont décrites dans [81, 83] ; par mesures directes et par immersion. Les auteurs notent également que la plus grande difficulté dans la mesure du volume de glace est causée par la tendance qu'a la glace à fondre durant les manipulations nécessaires à la mesure. Ainsi, pour des raisons de rapidité et d'aisance, la largeur est mesurée lors du démoulage du bloc, l'épaisseur est mesurée continuellement durant l'essai et la longueur moyenne est prise égale à la somme de la longueur de l'appareil de mesure et de l'épaisseur du bloc, tel qu'illustré à la figure 5.4. Cette estimation de la longueur du bloc permet d'évaluer une aire tributaire moyenne considérée comme impliquée dans l'interaction entre l'appareil de mesure et le bloc de glace. Cette interaction est assimilable à l'imposition d'une charge ponctuelle sur un couvert de glace, où la charge provient de la poussée d'Archimède. Comme présenté à la section 3.1, l'estimation de la capacité portante d'un couvert de glace est difficilement exacte et ne permet au mieux que de donner un ordre de grandeur de la charge requise pour causer la rupture en flexion d'un couvert. La longueur considérée du bloc de glace est estimée trapézoïdalement afin de considérer la fissuration du couvert de glace au pourtour de l'appareil de mesure qui se produit lors de l'imposition d'une charge ponctuelle sur un couvert de glace. Il importe

également de préciser que la nature granulaire d'un embâcle de glace ne lui confère que peu de résistance en flexion ; l'estimation trapézoïdale provient de l'hypothèse émise par plusieurs auteurs qui suggèrent de considérer l'embâcle comme une masse granulaire flottante, assimilable au sol [15, 51], et la contribution des extrémités du bloc de glace en aval et en amont de l'appareil de mesure, si elles existent, est donc négligée.

CHAPITRE 6

RÉSULTATS ET ANALYSES

Les résultats expérimentaux ont été produits à partir des données brutes recueillies. Dans un premier temps, les données provenant des flux d'acquisition des cellules de charges et celles provenant des caméras ont été synchronisées temporellement. Puis, les mesures du niveau d'eau maximum et de l'épaisseur de la glace ont été rapportées pour chaque essai et ont été associées avec les forces maximales enregistrées par les cellules de charge.

Une estimation théorique a ensuite été faite pour permettre le calcul de l'écart relatif avec les résultats expérimentaux. Ces estimations ont été produites en combinant les relations théoriques provenant du modèle actuellement adopté et présenté à la section 5 aux paramètres utilisés lors des essais expérimentaux, soit le volume de glace et le volume submergé de l'appareil de mesure.

6.1 Résultats expérimentaux

Treize essais ont été réalisés. À partir des données brutes provenant du système d'acquisition, un graphe de chaque essai a été construit en incluant les forces mesurées par chaque cellule de charge en plus de la force nette mesurée. La figure 6.1 présente ces courbes pour l'essai 4.

Les courbes provenant des cellules de charges 3 et 4 sont de même ordre de grandeur et correspondent sensiblement à la moitié de la force enregistrée par la cellule de charge 2. Cette distribution des forces entre les cellules était attendue puisque la disposition des cellules de charge présageait un tel résultat. La quatrième courbe, qui représente la force totale qui est transmise à l'appareil de mesure par la glace, est obtenue en additionnant les forces provenant des cellules 2, 3 et 4. La compression maximum correspond au pic de la courbe de force nette et équivaut dans ce cas à 13,75 N.

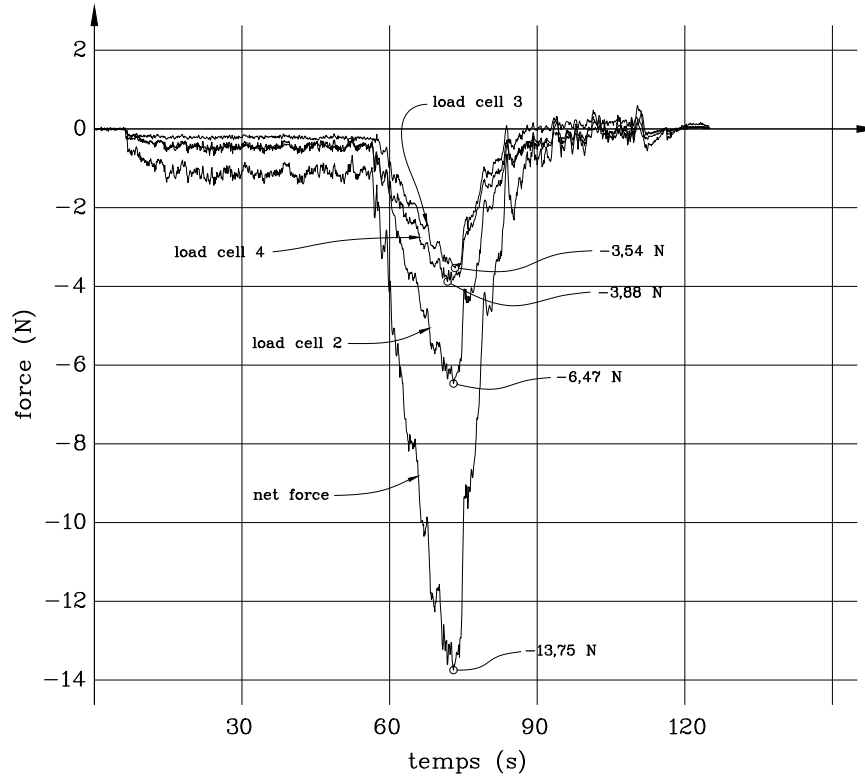


Figure 6.1 Courbes de réponses brutes de l'essai 4.

Les soixante premières secondes du graphique sont caractérisées par une légère compression de l'appareil de mesure par l'eau et la glace. Cette compression qui s'avère plutôt stable correspond au moment pendant l'essai où la glace est en contact avec l'appareil de mesure tandis que le niveau de l'eau ne l'a toujours pas atteint.

Une autre particularité de ces essais est la présence d'un effet de succion bien défini vers la fin de l'enregistrement. Lors de la vidange de l'eau, une tension superficielle se forme entre l'eau et l'appareil de mesure. Cette succion exerce alors une infime tension sur l'appareil de mesure qui est légèrement « tiré » vers le bas par l'eau. Ce phénomène, bien qu'intéressant, ne présente pas plus d'intérêt dans le projet.

Les niveaux d'eau maximums et l'épaisseur de la glace pour chaque essai sont obtenus par analyse des séquences vidéos de l'acquisition de donnée. La figure 6.2 offre le point de vue des caméras 1 et 2 lors de l'essai 3, quelques secondes avant l'enregistrement des forces maximales. Le niveau de l'eau peut y être observé, tout comme la hauteur et l'épaisseur de l'appareil de mesure. L'épaisseur moyenne de la glace peut également être déterminée en combinant les observations faites à l'aide de la caméra 1 et de la caméra 2.



Figure 6.2 Acquisition par caméra lors de l'essai 3.

La force maximum enregistrée F_{exp} pour chaque essai est présentée au tableau 6.1, en plus du niveau d'eau et de l'épaisseur de la glace correspondant à cette force. Les courbes de chaque essai, en plus de leurs paramètres d'essai propres, sont présentées à l'annexe B. Les essais 8c, 10b et 10c ne sont pas inclus dans le tableau 6.1 puisque la qualité des mesures obtenue durant ceux-ci aurait abouti sur une analyse erronée.

Tableau 6.1 Résultats expérimentaux.

Essais	Q $\times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$	h_{eau_1} mm	h_{glace_1} mm	h_{eau_2} mm	h_{glace_2} mm	F_{exp} N	Observations
essai 1	0,668	120,0	25,0	126,0	23,0	8,835	
essai 2	1,840	92,0	22,0	117,0	24,0	7,561	
essai 3	1,385	125,0	20,0	130,0	23,0	11,653	
essai 4	1,470	127,0	30,0	133,0		13,751	
essai 5	1,649	126,0	25,0	133,0	24,0	12,950	
essai 6	1,840	126,0	50,0	131,0	34,0	12,827	
essai 7	1,941	128,0		135,0	64,0	17,824	passage d'une onde de crue
essai 8a	2,045	110,0		118,0	62,0	10,968	passage d'une onde de crue
essai 8b	2,045	121,0		134,0	61,0	20,906	passage d'une onde de crue
essai 9	1,941	130,0	25,0	134,0	37,0	13,979	passage d'une onde de crue
essai 10a	1,840	127,0	24,0	132,0	34,0	12,546	

Le graphe de l'essai 4 est un graphe typique pour un interaction entre la glace et l'appareil de mesure durant lequel aucune perturbation due a une variation rapide du débit ou du niveau de l'eau n'a été observé. Ce n'est pas le cas pour l'ensemble des essais. L'intervalle de débits de $0,668 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ à $2,045 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ couvre les débits pour lesquelles l'interaction s'est produite sans perturbation, pour les débits plus faible, et avec perturbation, pour les débits plus élevés. Dans ce deuxième cas, l'interaction se trouve perturbée par la formation et la dissipation d'une onde de crue.

Les essais 7, 8a, 8b et 9 ont tous été réalisés sous des débits permettant le passage d'une onde de crue durant l'interaction glace-structure. Sur les graphes de réponse obtenue de ces essais expérimentaux, les perturbations causées par la formation d'ondes s'illustrent par augmentation marquée de la charge suivie par une diminution tout aussi brusque de celle-ci, formant un pic prononcé sur le graphe. Ce genre d'évènement n'est pas sans rappeler les travaux de MONTGOMERY, GERARD et LIPSETT, durant lesquels ils enregistrèrent un histogramme de la réponse d'une pile de ponts à des charges d'impact de glace [51]. La figure 6.3 présente les graphes de réponse des essais 8a, 8b et 8c, où l'on remarque que pour les deux premières interactions, la réponse de l'appareil de mesure s'apparente grandement à celle d'une pile soumise à une charge d'impact.

Les conditions de formation d'une onde de crue sont complexes et ne se résument pas au débit. Il n'est ainsi pas possible de déterminer pour quel débit spécifique une perturbation de l'interaction par la formation ou la dissipation d'une onde de crue est assurée. C'est pourquoi les essais 7 et 9, bien que réalisés sous un débit identique, ne sont pas perturbés de la même façon par l'onde de crue. Rappelons que dans tout les cas, l'objectif n'est pas de déterminer ce débit transitoire, mais bien d'évaluer comment l'interaction glace-structure se déroule lors de différents évènements.

Afin de simplifier l'analyse des résultats des essais, ceux-ci seront divisés entre deux catégories : les essais sans perturbation, où la variation lente du débit n'a pas permis le passage d'une onde de crue, et les essais dont l'interaction glace-structure est perturbée par une onde de crue.

6.2 Résultats théoriques

Les résultats théoriques ont été produits en utilisant les données expérimentales du niveau de l'eau et de l'épaisseur de la glace. Comme décrit dans la méthodologie théorique, la procédure d'estimation statique des forces verticales se base sur le volume de la glace et le volume submergé de l'appareil de mesure. Ces deux paramètres sont ensuite appliqués à l'équation 5.1. Le volume de glace est estimé en utilisant le niveau d'eau, l'épaisseur de la glace provient des résultats théoriques et le volume submergé de l'appareil de mesure est obtenu en utilisant le niveau d'eau provenant des résultats théoriques. Le tableau 6.2 présente pour chaque essai la force théorique estimée F_{app} , en plus du niveau d'eau et de l'épaisseur de la glace correspondant à cette force.

Pour le calcul du volume de glace submergé, l'épaisseur moyenne est estimée en comparant les épaisseurs obtenues aux caméras 1 et 2, puis en faisant une moyenne qui tient compte

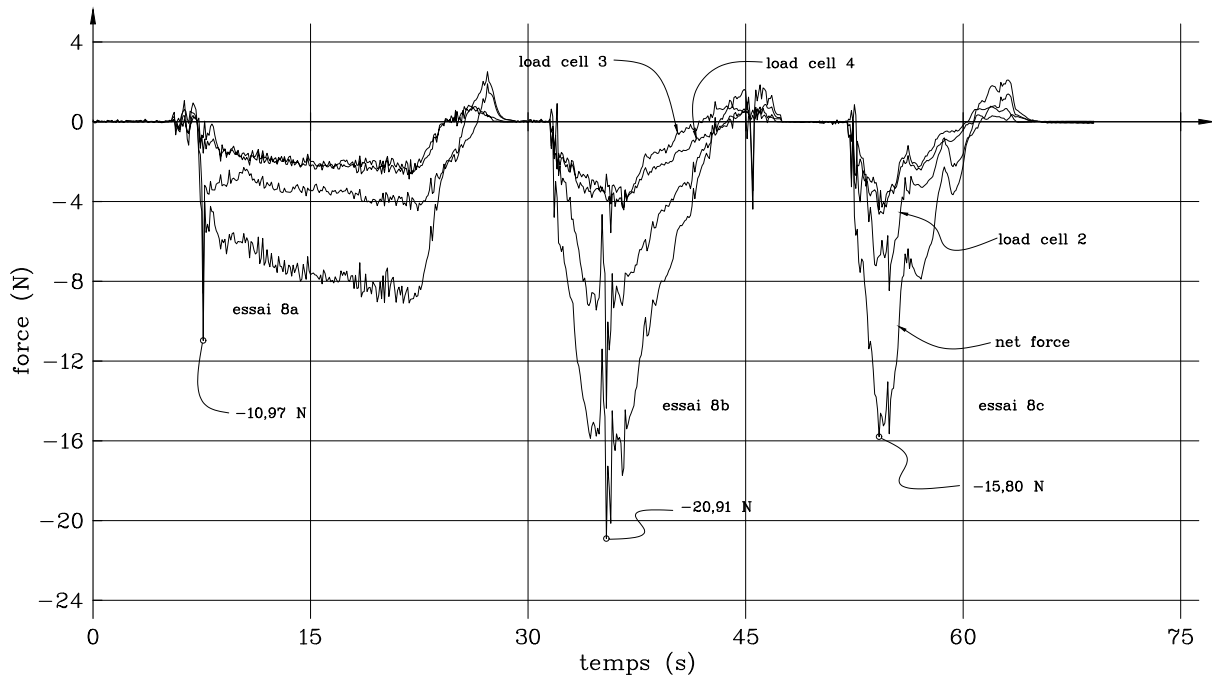


Figure 6.3 Courbes de réponses des essais 8a, 8b et 8c.

de la position de l'appareil de mesure entre ces deux caméras. La largeur des échantillons fut mesurée au démoulage et est sensiblement égale à la largeur du moule correspondant utilisé. La longueur tributaire du bloc de glace est établie à la section 5.5. Ce volume est ensuite utilisé dans l'équation 5.1. Notons que la densité relative de la glace utilisée lors des essais est prise égale à 0,92.

Tableau 6.2 Résultats théoriques.

Essais	Q $\times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$	h_{eau} mm	h_{glace} mm	V_{app} $\times 10^{-4} \text{ m}^3$	V_{glace} $\times 10^{-4} \text{ m}^3$	F_{app} N	F_{glace} N	F_{th} N
essai 1	0,668	124,2	24,0	8,75	9,22	8,586	0,723	9,310
essai 2	1,840	109,3	23,0	2,31	8,81	2,269	0,691	2,960
essai 3	1,385	128,5	21,5	10,62	8,20	10,421	0,643	11,064
essai 4	1,470	131,2	30,0	10,86	11,73	10,648	0,921	11,569
essai 5	1,649	130,9	24,5	10,86	9,42	10,648	0,740	11,388
essai 6	1,840	129,5	42,0	10,86	18,48	10,648	1,450	12,099
essai 7	1,941	132,9	64,0	10,86	29,92	10,648	2,348	12,996
essai 8a	2,045	115,5	62,0	5,01	28,83	4,917	2,262	7,180
essai 8b	2,045	130,0	61,0	10,86	28,29	10,648	2,220	12,868
essai 9	1,941	132,8	31,0	10,86	13,21	10,648	1,037	11,685
essai 10a	1,840	130,5	29,0	10,86	12,29	10,648	0,964	11,613

Pour le calcul du volume submergé de l'appareil de mesure, les dimensions nominales de celui-ci sont premièrement utilisées pour calculer l'aire de contact avec l'eau et la glace ; soit $A = 43\,421\text{ mm}^2$. Puis, les mesures de niveau d'eau sont utilisées pour déterminer un niveau d'eau moyen sur la longueur de l'appareil de mesure. Si ce niveau moyen est sous la face supérieur de la plaque de l'appareil de mesure et au-dessus de la face inférieure de l'appareil de mesure (104 mm), comme c'est le cas à la figure 6.2(b), la hauteur considérée de la plaque correspond au niveau de la surface inférieure de l'appareil de mesure soustrait au niveau d'eau moyen. Dans le cas où le niveau d'eau moyen est au-dessus de la face supérieur de la plaque de l'appareil de mesure, la hauteur considérée de la plaque correspond à son épaisseur, soit 25 mm. Notons que dans l'équation 5.1, le terme correspondant à la masse de l'appareil de mesure est négligé puisque ce dernier est appuyé de part et d'autre du canal ; seule la flottabilité entre donc dans le calcul de la poussée d'Archimède.

La somme des poussées de la glace et de l'appareil de mesure forme la force verticale nette théorique, et pour chaque essai, ces forces théoriques sont comparées aux forces expérimentales. Dans le cas où celles-ci sont égales, l'hypothèse est infirmée, tandis que dans le cas où celles-ci sont différentes, l'hypothèse est confirmée.

6.3 Discussion

L'analyse des résultats s'articule autour de l'écart relatif entre les résultats expérimentaux et les résultats théoriques. Cet écart est ensuite utilisé pour effectuer une appréciation statistique des résultats. Les effets du régime d'écoulement, du débit et des charges d'impact sont également abordés.

L'écart relatif est premièrement utilisé pour comparer l'ensemble des données expérimentales à l'ensemble des données théoriques. Elle permet de ne pas recourir au volume de glace submergé ni au niveau de l'eau, et permet ainsi la comparaison des essais entre eux. L'écart relatif se calcul selon :

$$\text{écart relatif} = \frac{|F_{exp} - F_{th}|}{F_{th}} \quad (6.1)$$

Le tableau 6.3 présente le débit, la force expérimentale, la force théorique et l'écart relatif pour chaque essai. La figure 6.4 présente les écarts relatifs selon un diagramme en boîte. Ce graphe permet de détecter des données aberrantes tout en résumant les principaux indicateurs de position de la série.

Tableau 6.3 Écarts relatifs entre les résultats expérimentaux et théoriques.

Q $\times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$	Onde de crue	F_{exp} N	F_{th} N	écart relatif %	σ	σ^2
0,668	non	8,835	9,310	5,1	-0,178	0,032
1,385	non	11,653	11,064	5,3	-0,176	0,031
1,470	non	13,751	11,569	18,9	-0,040	0,002
1,649	non	12,950	11,388	13,7	-0,092	0,008
1,840	non	7,561	2,960	155,4		
1,840	non	12,827	12,099	6,0	-0,169	0,029
1,840	non	12,546	11,613	8,0	-0,149	0,022
1,941	oui	17,824	12,996	37,1	0,142	0,020
1,941	oui	13,979	11,685	19,6	-0,033	0,001
2,045	oui	10,968	7,180	52,8	0,299	0,089
2,045	oui	20,906	12,868	62,5	0,396	0,156
Total					0,198	0,039

Il importe de constater que les écarts relatifs se situent tous, à quelques exceptions près, dans les deuxième et troisième quartiles. L'écart type et la variance pour chaque écart relatif sont également présentés au tableau 6.3. Seul un essai présente un écart jugé aberrant, soit l'essai 2 avec un écart de 155 %, ce qui est largement supérieur à la moyenne. Cet essai et ses résultats sont écartés des analyses subséquentes.

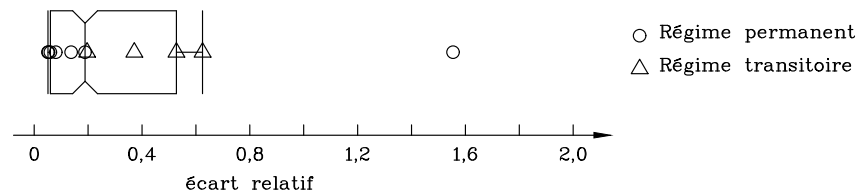


Figure 6.4 Diagramme en boîte présentant les écarts relatifs.

La figure 6.5 permet de comparer les données expérimentales et les données théoriques ensemble. La courbe $f(x) = x$ représente l'hypothèse nulle, qui stipule que les données expérimentales peuvent être correctement estimées selon le modèle basé sur la poussée d'Archimède.

On constate premièrement que pour les essais dont l'interaction n'a pas vu le passage d'une onde de crue, l'écart relatif entre l'estimation et l'expérimentation est faible, ce qui implique que l'hypothèse nulle est envisageable pour ce groupe d'essai. Pour les essais où l'interaction glace-structure a été perturbée par la formation ou la dissipation d'une onde, la tendance est inverse; l'écart relatif est considérable.

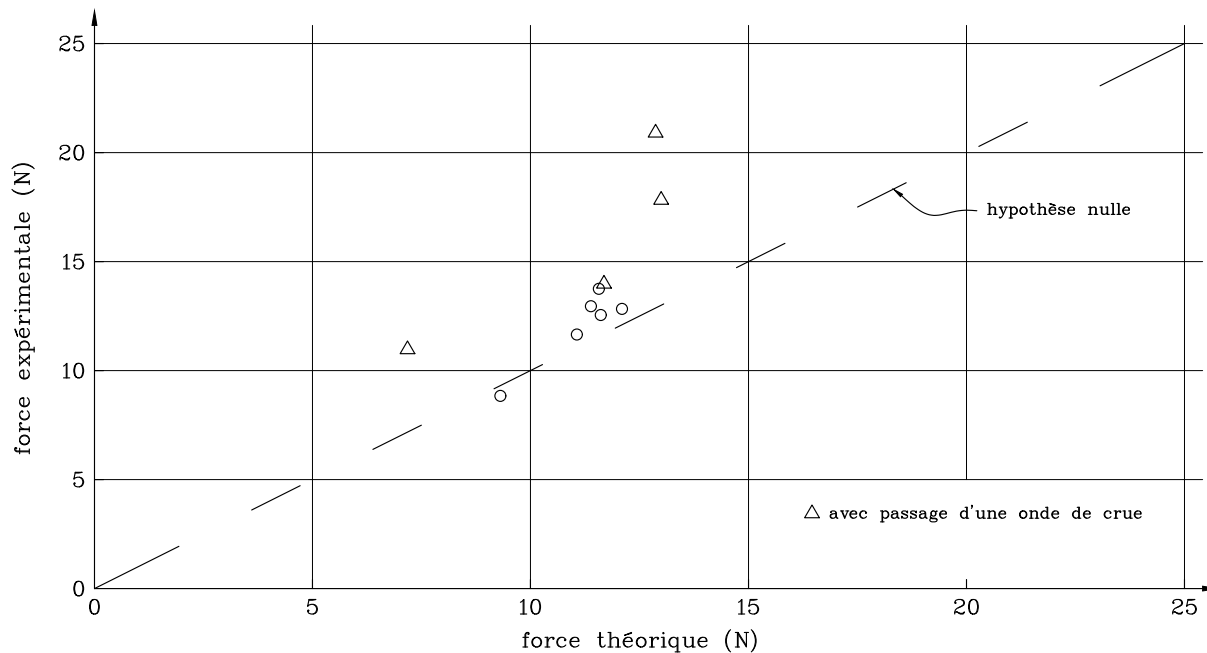


Figure 6.5 Comparaison des données expérimentales avec les données théoriques.

Afin de valider si les résultats expérimentaux sont statistiquement différents des résultats théoriques, un test d'égalité des espérances par observations paires est réalisé sur les séries de données expérimentales et théoriques pour l'ensemble des essais. Un même test est réalisé sur les résultats provenant uniquement des essais dont l'interaction s'est déroulée sans perturbation par une onde. Les résultats de ces tests statistiques sont présentés au tableau 6.4.

Tableau 6.4 Test d'égalité des espérances par observations paires.

	Tout les résultats		Excluant le passage d'onde de crue	
	expérimentaux	théoriques	expérimentaux	théoriques
Moyenne	13,6240	11,1772	12,0938	11,1737
Variance	11,8815	3,0161	3,0071	0,9475
Observations	10	10	6	6
Coefficient de corrélation de Pearson	0,7169		0,9288	
Degré de liberté	9		5	
Statistique t	3,0791		2,4901	
$P(T \leq t)$ (unilatéral)	0,0066		0,0276	
Valeur critique de t (unilatéral)	1,8331		2,0150	
$P(T \leq t)$ (bilatéral)	0,0132		0,0552	
Valeur critique de t (bilatéral)	2,2622		2,5706	

Pour l'ensemble des résultats, la *valeur-p* (bilatérale) est inférieure à $\alpha = 0,05$, il y a rejet de l'hypothèse nulle ; ce qui signifie que les données expérimentales sont statistiquement

différentes des données théoriques pour un intervalle de confiance de 95 %. Toutefois, si l'on considère plutôt la série de données expérimentales et théoriques qui exclut les essais ayant vue le passage d'une onde de crue, l'hypothèse nulle doit être considérée puisque la *valeur-p* est supérieure à 0,05, quoique très légèrement. Lorsque les essais impliquant une onde de crue sont exclus, il appert que pour un intervalle de confiance de 95 %, les résultats théoriques sont égaux aux résultats expérimentaux, dans les limites de l'étude.

La figure 6.6 présente l'écart relatif pour chaque essai en fonction de son débit respectif. Les essais dont le débit est inférieur à $1,90 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ possèdent un écart relatif inférieur à 20 %. Toutefois, les essais dont le débit est supérieur à $1,90 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ présentent un écart relatif considérablement supérieur, jusqu'à 63 %. Un évènement quelconque doit nécessairement influencer à la hausse l'écart relatif.

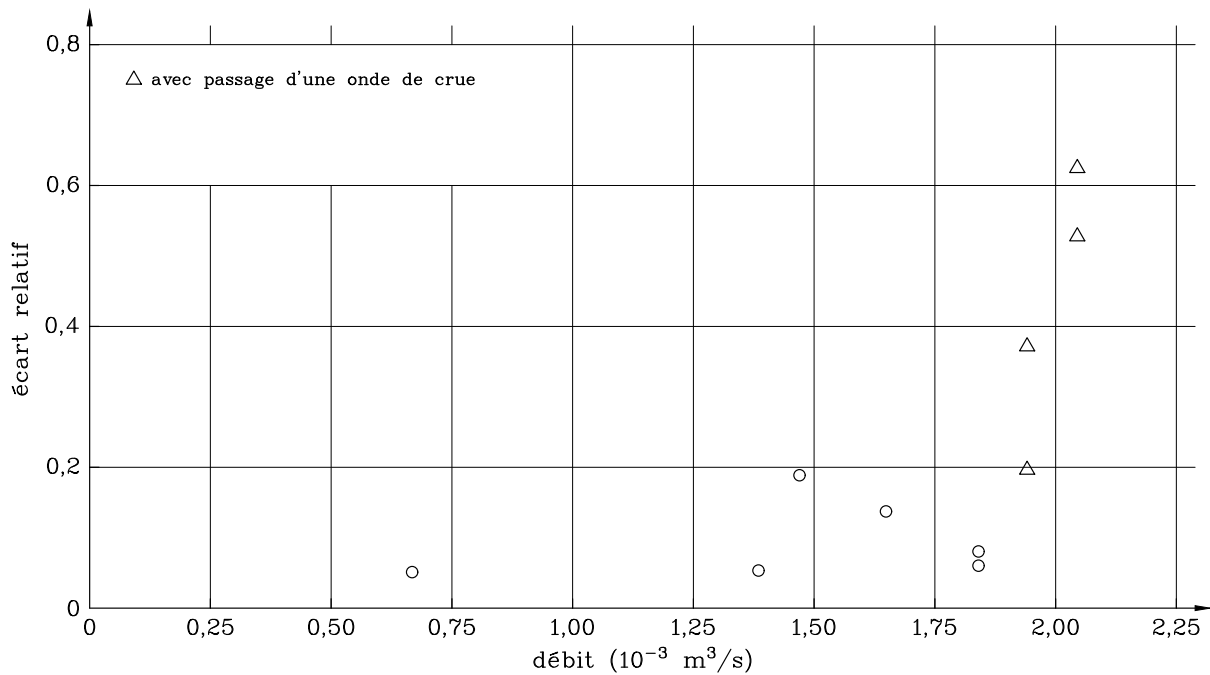


Figure 6.6 L'écart relatif entre les résultats expérimentaux et théoriques présentées selon leur débit d'interaction.

Les observations réalisées durant les essais expérimentaux permettent toutefois d'offrir une explication. En effet, rappelons que les essais 8a, 8b et 9 sont caractérisés par la formation et dissipation d'une onde de crue durant l'interaction glace-structure et par la présence d'une charge d'impulsion sur leur graphe de réponse respectif. Ces mêmes essais ont tous été réalisés avec un débit supérieur à $1,90 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$. Cela implique que la perturbation de l'interaction par une onde de crue influence fortement les efforts mesurés, et par conséquent, l'écart relatif. Dans le cas où l'onde de crue est observée durant l'essai, tel que durant les essais 8a, 8b et 9, un écart relatif entre 20 % et 70 % est obtenu. Le test

d'égalité des espérances par observations paires réalisé plus tôt nous permet également d'affirmer que ces écarts sont statistiquement trop grands pour que l'estimation statique manuelle réalisée puisse être considérée comme juste.

Il est important de rappeler que la formation et la dissipation d'une onde de crue ne sont pas directement proportionnelles au débit. Ce qui signifie que même si les essais dont le débit est supérieur à $1,90 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ sont caractérisés par la formation d'une onde de crue pendant l'interaction, il n'est pas possible de conclure que cela sera nécessairement le cas pour un débit de $1,90 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ dans le canal utilisé. L'essai 7 par exemple, bien qu'ayant un débit de $1,941 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ comme l'essai 9, se déroula sans perturbation de l'écoulement par une onde de crue. La figure 6.6 permet donc d'identifier les essais dont l'écoulement a été perturbé, et d'établir comment ces perturbations ont influencé l'interaction.

Ainsi, il n'est pas possible, ou même souhaitable, de lier la manifestation de perturbations au débit. Une charge d'impact n'a pas été générée durant l'essai 7, malgré la présence de perturbations qui ont généré un écart relatif de 41,5 % entre l'estimation statique et les forces mesurées. La justesse de l'estimation statique s'effrite drastiquement lorsque certaines conditions sont remplies et qu'une perturbation de l'écoulement due à la formation et à la dissipation d'une onde de crue concomitante à l'interaction se produit, à savoir le débit et probablement l'épaisseur de la glace et la géométrie du canal. Dans certains cas, une charge d'impact s'ajoute à la réponse.

Lors de certains essais, les perturbations liées à la variation rapide du débit durant l'interaction ont eu pour effet de projeter la glace contre l'appareil de mesure, et générant du même coup une charge d'impact qui put être enregistrées par l'appareil. Cette charge d'impact se traduit généralement par la présence d'un pic prononcé sur la courbe de réponse telle qu'à la figure 6.3. Dans le cadre de ce projet, l'estimation des efforts transmis de la glace à l'appareil de mesure est basée sur un calcul statique des forces. Cette méthodologie ne permet pas le traitement adéquat des charges d'impulsion. Plutôt, un tel type de charge nécessite un traitement dynamique [62] pour offrir une estimation juste. Les courbes des essais 8a, 8b et 9, qui incorporent les caractéristiques d'un histogramme de réponse à une charge d'impact, nécessitent une estimation dynamique de leurs résultats. Cela permettrait une évaluation plus réaliste des forces maximales transmises par l'embâcle de glace et réduirait l'écart relatif observé entre les données expérimentales de ces essais et leur estimation théorique.

Finalement, une estimation statique des forces verticales selon le modèle basé sur la poussée d'Archimède (équation 5.1) permet une évaluation statistiquement juste des efforts mesurés durant les essais, à condition qu'un régime assimilable à un écoulement permanent soit établi avant l'interaction entre l'embâcle et la superstructure. Dans les cas où une perturbation de l'écoulement durant l'interaction est observée (par la formation et/ou la dissipation d'une onde de crue en amont de la structure par exemple), une simple évaluation statique n'est pas suffisante. Étant donnée la nature dynamique des charges produites dans le cas où le passage d'une onde de crue perturbe l'interaction glace-structure, une estimation dynamique de l'effort s'avérerait probablement plus juste. Dans ce cas, le montage expérimental utilisé dans le présent projet devrait être revu pour incorporer des accéléromètres qui permettraient d'évaluer la réponse dynamique du pont sous des charges dynamiques verticales.

6.3.1 Limites de l'étude

Bien qu'ils ne soient pas abordés dans le présent programme expérimental, plusieurs autres paramètres doivent être étudiés pour caractériser totalement l'interaction verticale entre un embâcle de glace et la superstructure d'un pont. Notamment, la pente et les caractéristiques géométriques du canal ou du court d'eau ainsi que l'effet d'échelle.

La pente n'a pas été modifiée durant les essais. Afin d'analyser l'effet de la pente sur la magnitude des efforts transmis à l'appareil de mesure par la glace, la pente du canal pourrait être modifiée par incrément pour chaque essai. La pente a aussi la capacité d'influencer le régime d'écoulement, et par conséquent, la formation d'une onde de crue. L'étude de l'effet de la pente permettrait donc d'enrichir la compréhension du phénomène d'interaction verticale entre un embâcle de glace et le tablier d'un pont, et plus particulièrement pour la plage de débit dans laquelle la formation d'ondes de crue est observée. Il serait également intéressant de caractériser adéquatement les régimes d'écoulement en jeu et de déterminer si un régime d'écoulement permanent par exemple assure une transmissions d'efforts plus faible à l'appareil de mesure, ou si, à l'inverse, un régime transitoire assure systématiquement la transmission d'effort amplifiés par les perturbations de l'écoulement.

L'effet d'échelle n'a pas non plus été évalué; un seul canal a été utilisé durant les essais. Les conclusions proposées par le présent projet de recherches ne tiennent pas compte d'un quelconque effet d'échelle. Par contre, il est très possible que les essais, répétés dans un canal de plus grandes dimensions, produisent des résultats sensiblement différents. La glace, rappelons-le, est sujette dans certains cas aux effets d'échelles. Il serait ainsi peu

avisé de rapporter les conclusions obtenues pour des essais à petite échelle en laboratoire à un cas in situ sans premièrement évaluer si un effet d'échelle existe.

Aussi, puisque l'estimation des efforts se base notamment sur le volume de glace sous l'appareil de mesure, une évaluation plus précise du volume de glace participant à l'interaction pourrait être effectuée afin de générer une approximation plus juste. La méthode du déplacement [81, 83] pourrait par exemple être employée.

Finalement, l'utilisation d'une approche dynamique en plus de celle statique lors de l'estimation des efforts transmis a le potentiel de produire une meilleure approximation des résultats théoriques. L'approche dynamique permettrait notamment la caractérisation des efforts générés par un impact entre un embâcle de glace et la superstructure du pont. Les travaux de MONTGOMERY, GERARD et LIPSETT portant sur la dynamique des glaces offrent un bon aperçu des réponses dynamiques en jeux lors d'interaction entre de la glace et une structure [51]. Dans le cas d'essais, en laboratoire ou sur le terrain, l'emploi d'accéléromètre est nécessaire pour traiter de la réponse dynamique de la structure.

CHAPITRE 7

CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

Dans ce mémoire, l'auteur a tout d'abord présenté une revue de littérature portant sur les différents types de glace, des propriétés physiques et mécaniques de la glace commune et de ses comportements en traction et en compression. Cette revue présentait également les méthodes utilisées pour évaluer et caractériser les interactions glace-structure et embâcle-structure en rivière, tout en faisant un parallèle avec les normes de conception d'ouvrages d'art canadiennes et américaines actuellement en vigueur.

Un ensemble de ponts canadiens et américains ayant subi des dommages causés par un embâcle de glace a également été identifié afin de mener une étude qualitative portant sur la nature des modes de ruptures probables lors de l'interaction embâcle-structure. L'évaluation de ces ponts a mené à deux principales observations. Premièrement, la rupture des plus vieux ponts de l'étude est causée par la défaillance de leurs fondations. Les dommages imposés à la superstructure de ces ponts sont directement causés par le déplacement vertical ou horizontal des fondations durant l'interaction avec un embâcle de glace. Deuxièmement, la défaillance des ponts de l'étude dont la construction est plus récente est causée par l'arrachement et le soulèvement du tablier, puis au déplacement de celui-ci sur une distance conséquente, menant à la destruction de l'ouvrage. Les points faibles dans ces cas sont, non pas les fondations, mais bien les appareils d'appui qui assurent l'ancrage de la superstructure aux piles du pont.

L'évolution des techniques de conception et de construction des fondations a effectivement permis de réduire l'amplitude des dommages causés aux fondations des ponts en rivière par les embâcles. Les effondrements récents sont plutôt causés par une faiblesse du système de reprise des charges verticales, située au niveau des appareils d'appuis. Le mouvement vertical positif (vers le haut) n'est en effet pas systématiquement empêché par les appareils d'appuis, seuls certains types assurent une telle retenue. Ainsi, pour qu'un soulèvement

du tablier par un embâcle de glace se produise, une accumulation considérable d'eau sous et en amont de l'embâcle doit donc se produire.

Ces observations ont permis de développer un programme expérimental ayant pour but d'évaluer préliminairement les efforts verticaux transmis par un embâcle de glace lors de son interaction avec le tablier d'un pont. Ces essais sont complétés par une évaluation statique théorique des efforts, qui est basée sur un modèle proposé dans la littérature. Les données recueillies expérimentalement ont été comparées avec les données théoriques obtenues par modélisations.

Les résultats ne permettent pas une conclusion unique. Il se trouve que l'hypothèse présentée dans la littérature qui stipule que l'effort vertical est équivalent à la poussée d'Archimède est statistiquement valable pour peu que l'écoulement se rapproche d'un régime permanent ; c'est-à-dire dans un régime où le débit est constant. Si des variations de débit causant des perturbations conséquentes sont observées durant l'interaction, l'écart relatif entre les forces mesurées et modélisées devient statistiquement trop grand pour être négligé et la méthode proposée par la littérature n'est plus acceptable. Notons aussi que les perturbations observées dans ce deuxième cas prennent généralement la forme d'une onde de crue, qui a alors le potentiel de générer une charge d'impact au niveau du tablier du pont. Cette impulsion ne peut être adéquatement modélisée par une appréciation statique des forces, une approche dynamique est dans ces cas probablement requise.

Au terme de l'analyse des résultats, des recommandations peuvent être émises quant aux futurs programmes de recherche sur le sujet :

- Le choix de glace lors des essais doit être représentatif des propriétés d'un embâcle réel, notamment en ce qui a trait à la densité et la porosité ;
- Lors d'essais en laboratoire, les mesures de volumes de glace participant à l'interaction devraient être évaluées le plus précisément possible ;
- L'estimation des forces statiques doit être complétée par une estimation dynamique lorsque l'interaction embâcle-pont relève d'un comportement dynamique ;
- Les essais doivent être conduits dans des canaux de plus grandes dimensions et variés et sur le terrain en présence d'un vrai embâcle de glace afin de caractériser l'effet d'échelle, s'il existe ;
- Un appareil de mesure de la pression d'un embâcle de glace doit être développé de façon à pouvoir instrumenter des rivières sujettes à la formation d'embâcle de glace, et des ponts sujets à être aux prises avec un embâcle de glace.

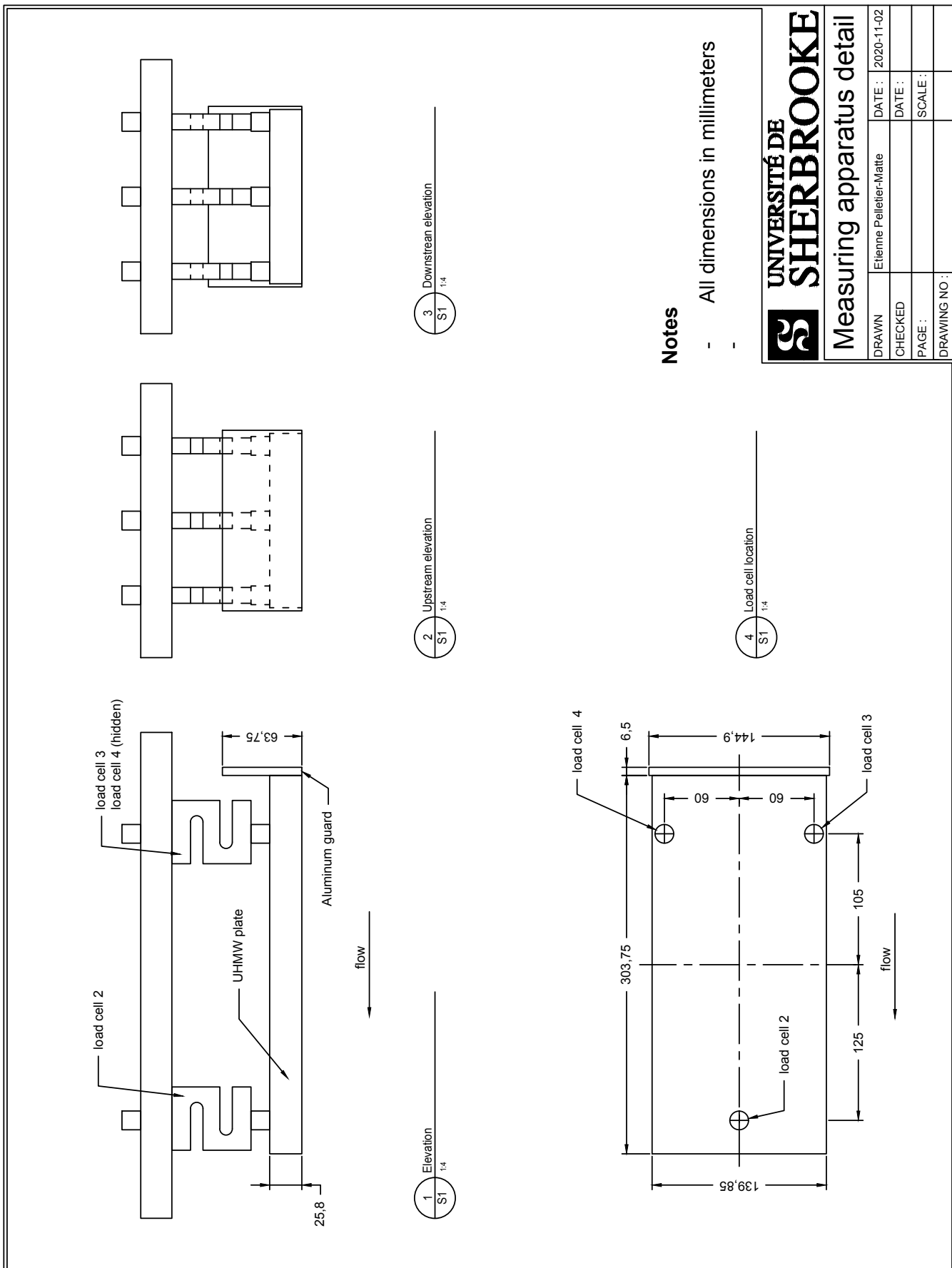
Également, quelques recommandations générales en surveillance, réhabilitation et en conception des ouvrages d'art peuvent être formulées :

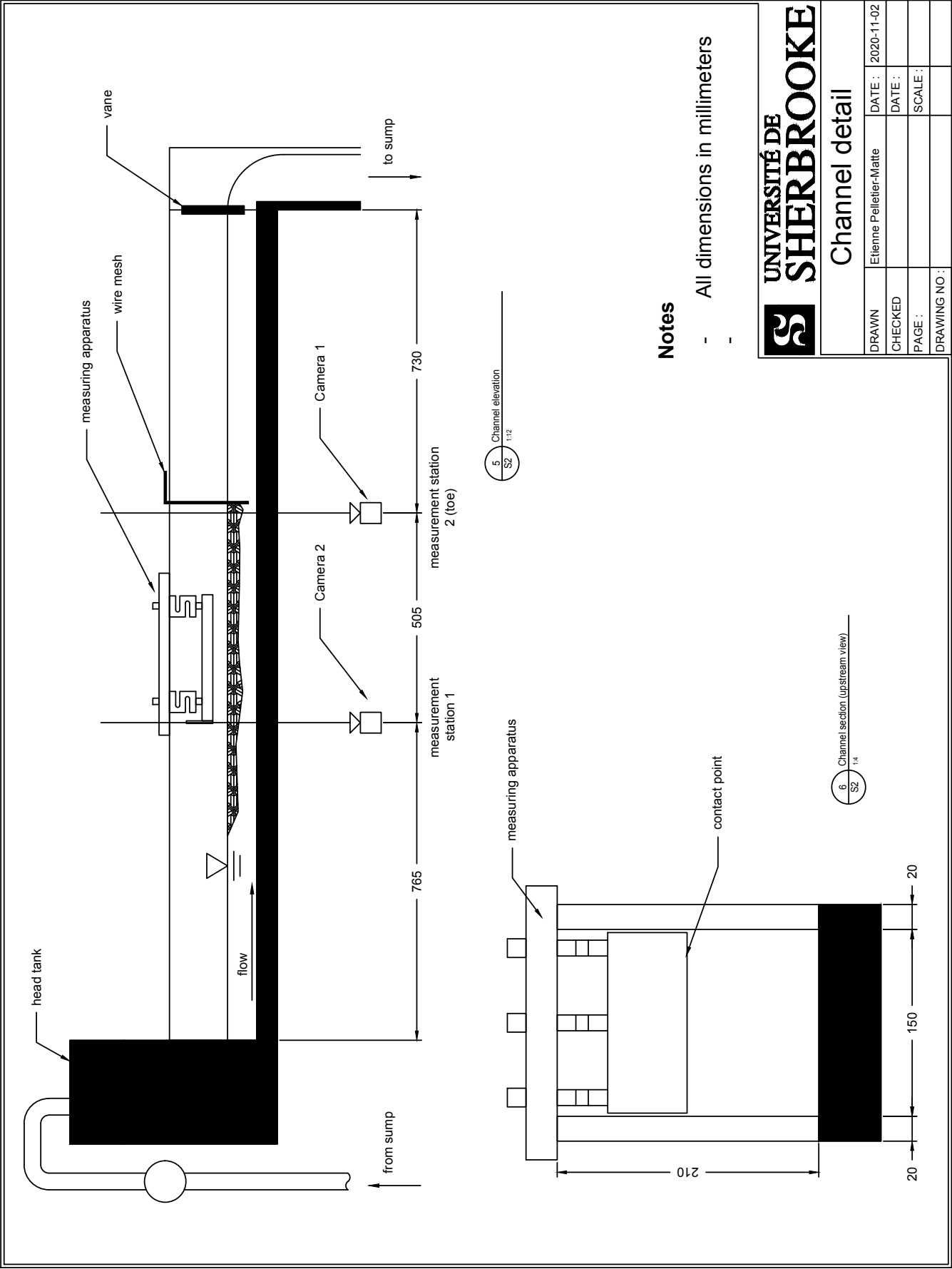
- La création d'un inventaire des ponts en rivière, entre autres ferroviaire, qui sont sujets aux genres d'évènements décrits dans ce projet de recherche doit être envisagée. Un tel registre permettrait notamment d'assurer une surveillance des ouvrages sensibles et de potentiellement éviter des catastrophes humaines, matérielles et environnementales ;
- Lors de la conception ou de la réhabilitation d'un ouvrage d'art, le concepteur devrait tenir compte du mode rupture par soulèvement vertical. Plus particulièrement, la disposition des piles et le dégagement du tablier pour minimiser les risques de soulèvement par tablier ;
- Dans les cas où le risque de soulèvement ne peut être exclu avec certitude, ou s'il est accepté, l'utilisation d'appareil d'appuis avec retenue verticale peut offrir une solution viable pour permettre à la superstructure de résister au soulèvement appliqué par un embâcle de glace.

Finalement, il est clair que les embâcles de glace représentent un danger pour l'intégrité structurale des ponts en rivière et que l'interaction verticale entre les embâcles et la superstructure des ponts ne peut être négligée durant la conception de ces derniers. En outre, il apparaît évident que les normes de conceptions ne suffisent pas pour évaluer les charges verticales positives provenant de la poussée de l'embâcle de glace sous la superstructure du pont. La méthode d'évaluation statique des charges proposée dans la littérature, et évaluée en laboratoire, s'avère prometteuse dans pou des conditions d'écoulement ne présentant pas de grandes variation de débit. Dans la réalité, ce genre d'écoulement n'est pas nécessairement le plus courant, surtout lors des débâcles printanières. Davantage d'essais sont dès lors requis, notamment des essais dynamiques, pour mieux caractériser l'interaction verticale entre les embâcles de glace et la superstructure des ponts en rivière dans ces conditions particulières.

ANNEXE A

DESSINS TECHNIQUES





ANNEXE B

RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

Cette section présente les courbes de réponse brutes de chaque essai provenant de l'acquisition continue par les cellules de charge de l'appareil de mesure employé lors des essais expérimentaux.

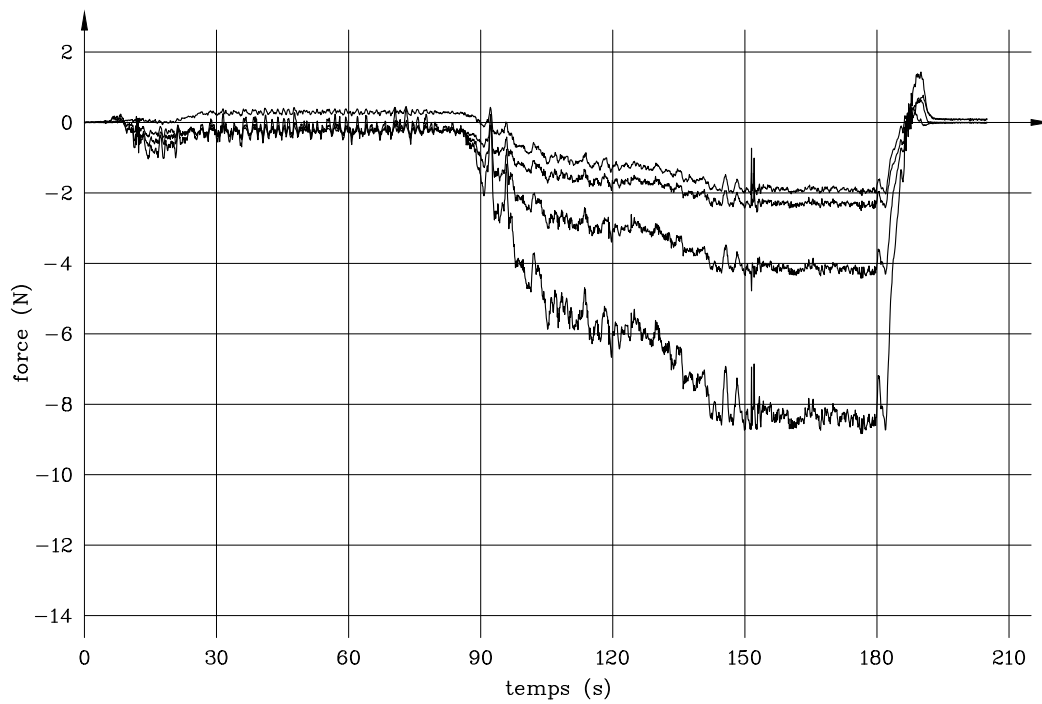


Figure B.1 Courbes de réponses brutes de l'essai 1.

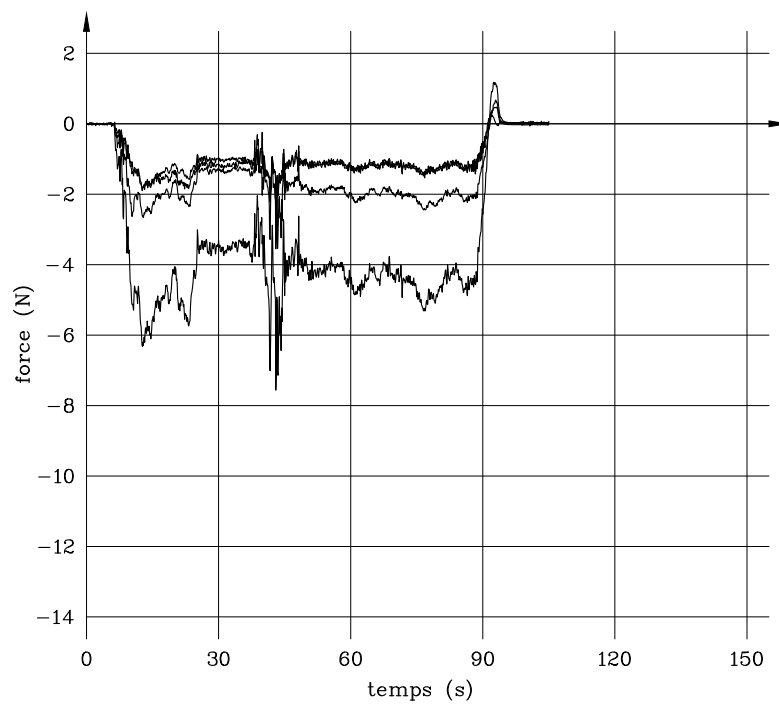


Figure B.2 Courbes de réponses brutes de l'essai 2.

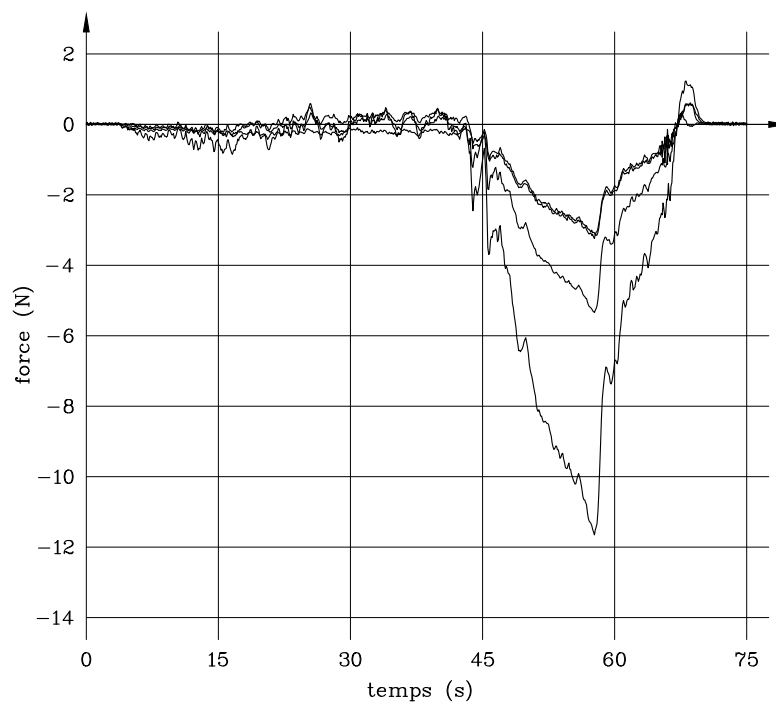


Figure B.3 Courbes de réponses brutes de l'essai 3.

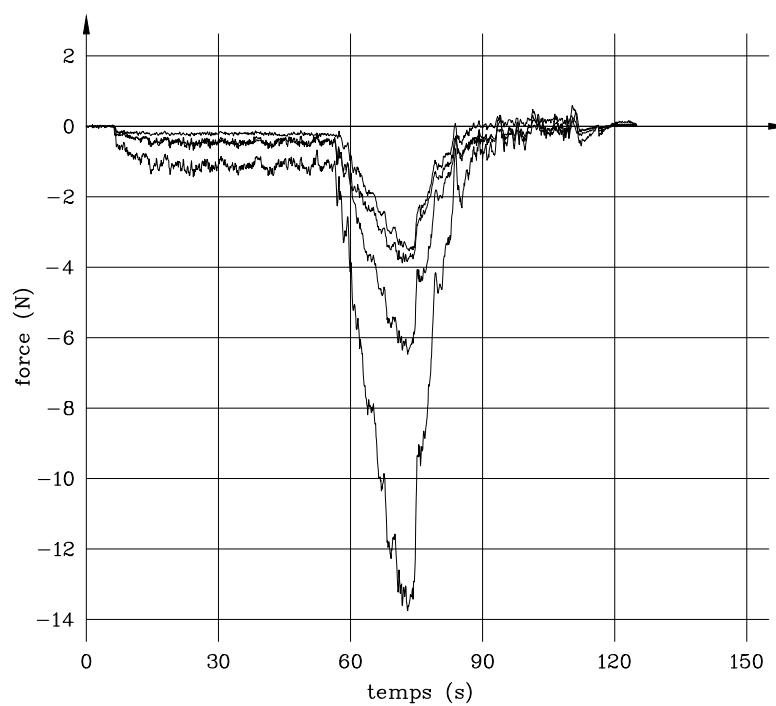


Figure B.4 Courbes de réponses brutes de l'essai 4.

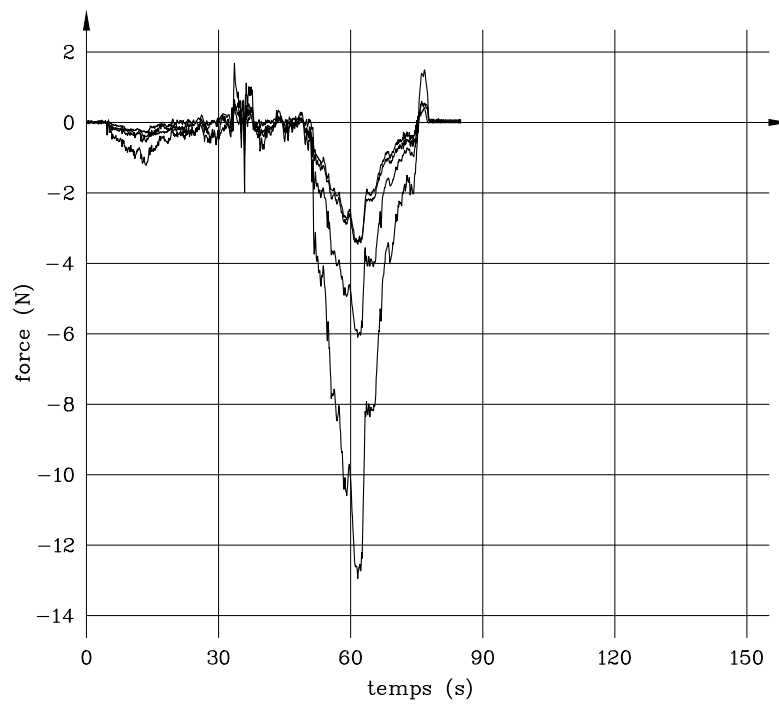


Figure B.5 Courbes de réponses brutes de l'essai 5.

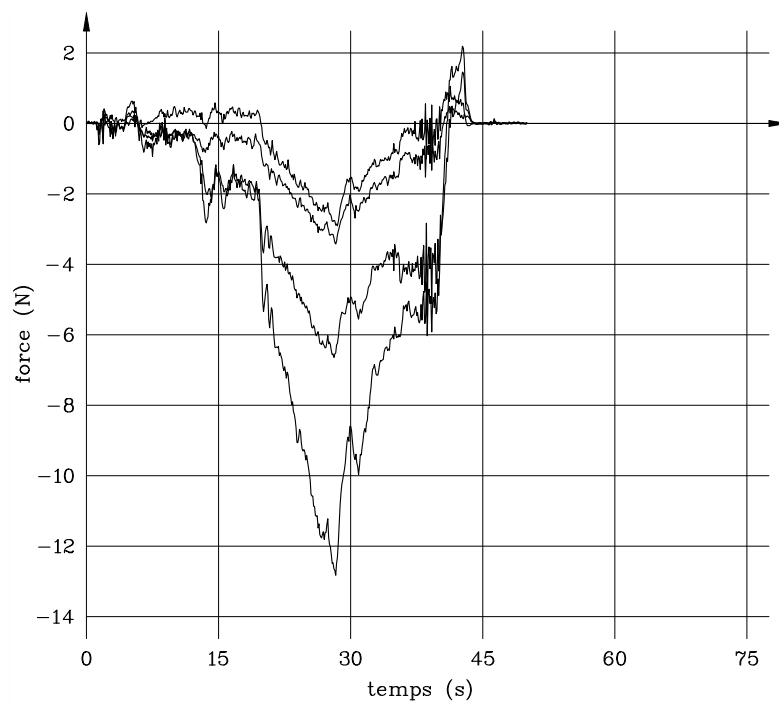


Figure B.6 Courbes de réponses brutes de l'essai 6.

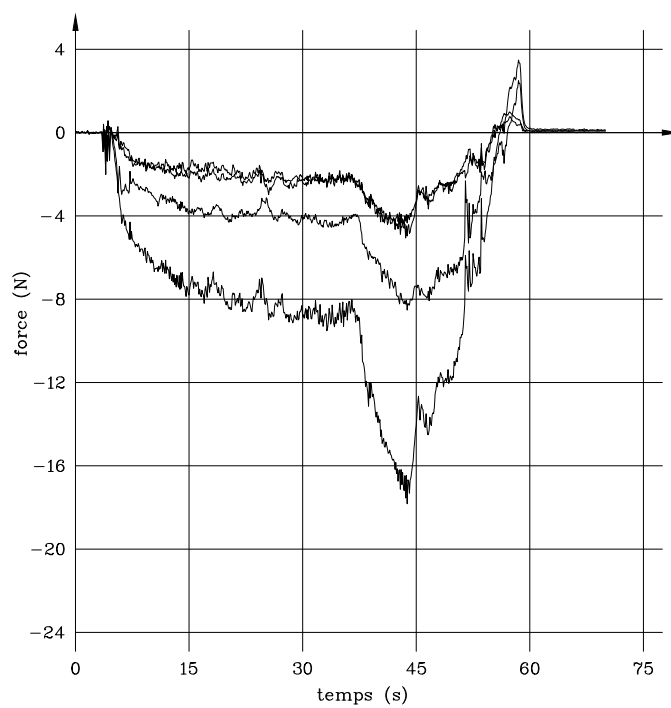


Figure B.7 Courbes de réponses brutes de l'essai 7.

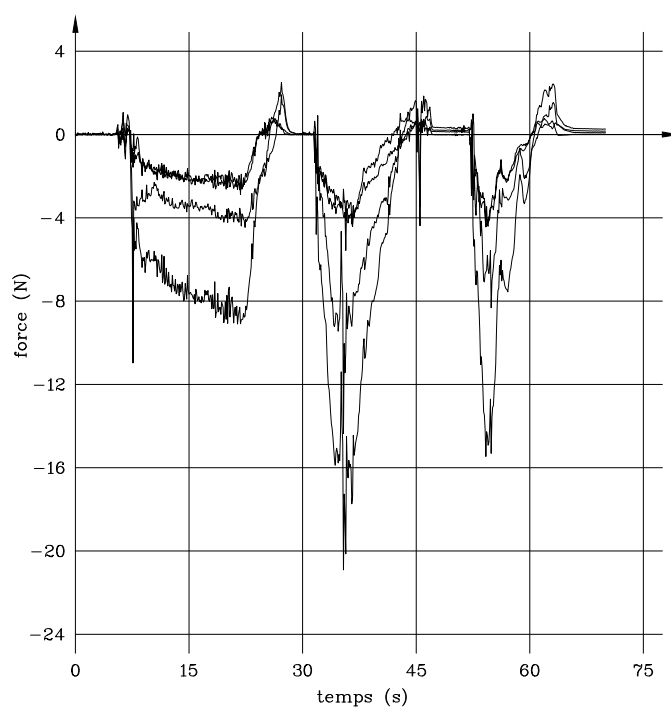


Figure B.8 Courbes de réponses brutes des essais 8a, 8b et 8c.

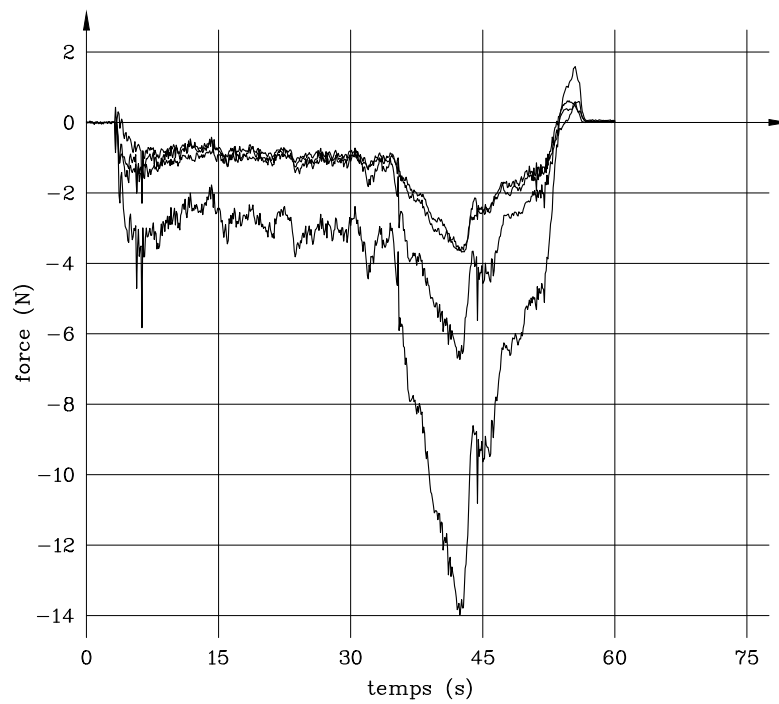


Figure B.9 Courbes de réponses brutes de l'essai 9.

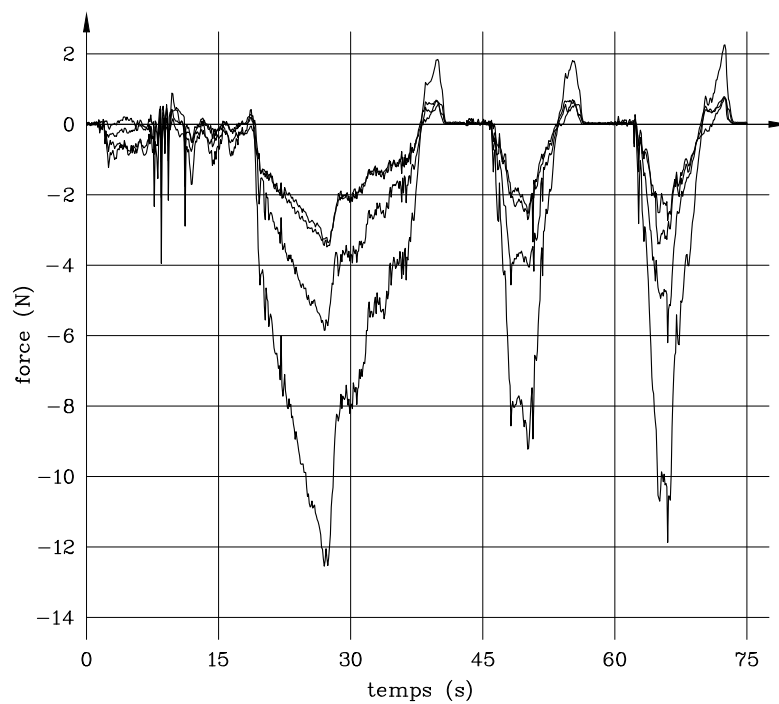


Figure B.10 Courbes de réponses brutes des essais 10a, 10b et 10c.

LISTE DES RÉFÉRENCES

- [1] Mohamed ALY et al. “Scale Effect in Freshwater Ice Flexural Strength”. In : 8 (2018). DOI : 10.1115/OMAE2018-77314.
- [2] Mohamed ALY et al. “Scale Effect in Ice Flexural Strength”. In : *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering* 141.5 (2019). DOI : 10.1115/1.4042388.
- [3] AMERICAN ASSOCIATION OF STATE HIGHWAY AND TRANSPORTATION OFFICIALS. *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications, Customary U.S. Units*. American Association of State Highway and Transportation Officials, 2012. URL : <http://ihub/library/AASHTO-digital-pubs.html>.
- [4] ASCE. *Walnut Street Bridge*. ASCE. URL : <https://www.asce.org/project/walnut-street-bridge/> (visité le 15/01/2020).
- [5] M. F. ASHBY et S. D. HALLAM. “The Failure of Brittle Solids Containing Small Cracks under Compressive Stress States”. In : *Acta Metallurgica* 34.3 (1986), p. 497–510. DOI : 10.1016/0001-6160(86)90086-6.
- [6] George D. ASHTON. *River Lake Ice Engineering*. Water Resources Publication, 1986. 504 p.
- [7] George BAILEY. *The Collapse of the Niagara Falls Honeymoon Bridge*. Niagara Falls Canada, 2018.
- [8] P. BARNES, David TABOR et J. C. F. WALKER. “The Friction and Creep of Polycrystalline Ice”. In : *Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences* 324.1557 (1971), p. 127–155. DOI : 10.1098/rspa.1971.0132.
- [9] S. BELTAOS. “A Strain Energy Criterion for Failure of Floating Ice Sheets”. In : *Canadian Journal of Civil Engineering* 5.3 (1978), p. 352–361. DOI : 10.1139/178-040.
- [10] S. BELTAOS et B.C. BURRELL. “Hydroclimatic Aspects of Ice Jam Flooding near Perth-Andover, New Brunswick”. In : *Canadian Journal of Civil Engineering* 42.9 (2015), p. 686–695. DOI : 10.1139/cjce-2014-0372.
- [11] Spyros BELTAOS. “Collapse of Floating Ice Covers under Vertical Loads : Test Data vs. Theory”. In : *Cold Regions Science and Technology* 34.3 (2002), p. 191–207. DOI : 10.1016/S0165-232X(02)00004-6.
- [12] Spyros BELTAOS. “Internal Strength Properties of River Ice Jams”. In : *Cold Regions Science and Technology* 62.2/3 (2010), p. 83–91. DOI : 10.1016/j.coldregions.2010.03.006.

-
- [13] Spyros BELTAOS et Brian BURRELL. “Hydraulic Interaction Between Ice And Bridges”. In : (2003).
- [14] Spyros BELTAOS et Brian C. BURRELL. “Ice-Jam Model Testing : Matapedia River Case Studies, 1994 and 1995”. In : *Cold Regions Science and Technology* 60.1 (2010), p. 29–39. DOI : 10.1016/j.coldregions.2009.05.014.
- [15] S. BELTAOS et al. “Hydraulic Effects of Ice Breakup on Bridges”. In : *Canadian Journal of Civil Engineering* 34.4 (2007), p. 539–548. DOI : 10.1139/L06-145.
- [16] CANADIAN PACIFIC RAILWAY. “CTC Clears Railway for Using Cars to Protect Bridge”. In : *CP Rail News* 17.9 (1987). URL : <http://www.okthepk.ca/dataCprSiding/cprNews/cpNews60/87090102.htm>.
- [17] CANADIAN STANDARDS ASSOCIATION, CSA GROUP et CANADIAN STANDARDS ASSOCIATION. *Canadian Highway Bridge Design Code*. 2014.
- [18] CANADIAN STANDARDS ASSOCIATION, CSA GROUP et CANADIAN STANDARDS ASSOCIATION. *Commentary on CSA S6-14, Canadian Highway Bridge Design Code*. 2014.
- [19] CITY OF NIAGARA FALLS. *Collapse of the Honeymoon Bridge*. Niagara Falls Museums. 2016. URL : <https://niagarafallsmuseums.ca/discover-our-history/history-notes/honeymoonbridge.aspx> (visité le 15/01/2020).
- [20] D. M COLE. *Effect of Grain Size on the Internal Fracturing of Polycrystalline Ice*. CRREL Report No. 86-5. US Army Corps of Engineers, Cold Regions Research & Engineering Laboratory, 1986.
- [21] Gordon COX et Wilford WEEKS. “Equations for Determining the Gas and Brine Volumes in Sea Ice Samples”. In : *Journal of Glaciology* 29.102 (1983), p. 15. DOI : 10.1017/S0022143000008364.
- [22] G. DANTL. “Die elastischen Moduln von Eis-Einkristallen”. In : *Physik der Kondensierten Materie* 7.5 (1968), p. 390–397. DOI : 10.1007/BF02422784.
- [23] J. P. DEMPSEY, A. C. PALMER et D. S. SODHI. “High Pressure Zone Formation during Compressive Ice Failure”. In : *Engineering Fracture Mechanics* 68.17 (2001), p. 1961–1974. DOI : 10.1016/S0013-7944(01)00033-9.
- [24] Guenther E. FRANKENSTEIN et Robert GARNER. *Dynamic Young’s Modulus and Flexural Strength of Sea Ice*. Corps of Engineers, U.S. Army, Cold Regions Research and Engineering Laboratory, 1970. iii, 15 p. URL : <https://catalog.hathitrust.org/Record/007246427> (visité le 23/05/2019).
- [25] R. M. W. FREDERKING et L. W. GOLD. “The Bearing Capacity of Ice Covers under Static Loads”. In : *Canadian Journal of Civil Engineering* 3.2 (1976), p. 288–293. DOI : 10.1139/176-028.
- [26] R. M. W. FREDERKING et D SUDOM. “Review of Flexural Strength of Multi-Year Ice”. In : *Proceedings of the International Offshore and Polar Engineering Conference* (2013), p. 1087–1093.
-

- [27] Gilles GAGNÉ. *Une inondation évitable à Matapédia*. Le Soleil. 2019. URL : <https://www.lesoleil.com/opinions/une-inondation-evitable-a-matapedia-ffe5e92ac6c2ffe8acf4dec08e9a4c73> (visité le 07/04/2020).
 - [28] L. W. GOLD. “Engineering Properties of Fresh-Water Ice”. In : *Journal of Glaciology* 19.81 (1977/ed), p. 197–212. DOI : 10.3189/S0022143000215608.
 - [29] GOUVERNMENT NEW BRUNSWICK. *Flood History Database*. Gouvernement New Brunswick. 2012. URL : <https://www.elgegl.gnb.ca/0001/en/Flood/Details/160> (visité le 15/01/2020).
 - [30] GOUVERNMENT OF CANADA. *Flooding Events in Canada : Atlantic Provinces*. Gouvernement of Canada. 2010. URL : <https://www.canada.ca/en/environment-climate-change/services/water-overview/quantity/floods/events-atlantic-provinces.html>.
 - [31] Bill HAMBLY. *The Tobique Valley Railway*. 2009. URL : <https://www.model-railroad-infoguy.com/tobique-valley-railway.html> (visité le 15/01/2020).
 - [32] F. Donald HAYNES. *Effect of Temperature on the Strength of Snow-Ice*. The Laboratory, 1978. 34 p.
 - [33] D. HEALY et F. E. HICKS. “Experimental Study of Ice Jam Formation Dynamics”. In : *Journal of Cold Regions Engineering* 20.4 (2006), p. 117–139. DOI : 10.1061/(ASCE)0887-381X(2006)20:4(117).
 - [34] D. HEALY et F. E. HICKS. “Experimental Study of Ice Jam Thickening under Dynamic Flow Conditions”. In : *Journal of Cold Regions Engineering* 21.3 (2007), p. 72–91. DOI : 10.1061/(ASCE)0887-381X(2007)21:3(72).
 - [35] F. HICKS et S. BELTAOS. “River Ice”. In : *Cold Region Atmospheric and Hydrologic Studies. The Mackenzie GEWEX Experience*. T. 2. 2008, p. 281–305. DOI : 10.1007/978-3-540-75136-6_15.
 - [36] HISTORIC AMERICAN ENGINEERING RECORD. *Walnut Street Bridge, Spanning Susquehanna River at Walnut Street (State Route 3034), Harrisburg, Dauphin County, PA*. Survey PA-412. Prints and Photographs Division, Library of Congress, 1996.
 - [37] Peter Victor HOBBS. *Ice Physics*. Oxford University Press, 1974. 837 p.
 - [38] Nathan HOLT. *Walnut Street Bridge*. HistoricBridges.org. 2008. URL : <https://historicbridges.org/bridges/browser/?bridgebrowser=pennsylvania/walnut/> (visité le 15/01/2020).
 - [39] Mark A. HOPKINS et Jukka TUHKURI. “Compression of Floating Ice Fields”. In : *Journal of Geophysical Research : Oceans* 104.C7 (1999), p. 15815–15825. DOI : 10.1029/1999JC900127.
 - [40] Nicolas JANBERG. *Honeymoon Bridge*. Structurae 7.0. 2001. URL : <https://structurae.net/en/structures/honeymoon-bridge> (visité le 05/02/2020).
 - [41] Nicolas JANBERG. *Walnut Street Bridge*. Structurae 7.0. 2001. URL : <https://structurae.net/en/structures/walnut-street-bridge> (visité le 05/02/2020).
 - [42] KAMEL15. *Rainbow Bridge*. 28.
-

-
- [43] John KANNAWIN. *1938 : Disaster over Niagara Falls*. 1938. URL : <https://www.cb.c.ca/archives/entry/1938-disaster-over-niagara-falls>.
 - [44] Sun KEMING. “Effects of Ice Layer on Hydrodynamic Pressure of Structures”. In : *Journal of Cold Regions Engineering* 7.3 (1993), p. 63–76. DOI : 10.1061/(ASCE)0887-381X(1993)7:3(63).
 - [45] F. E. KENNEDY, E. M. SCHULSON et D. E. JONES. “The Friction of Ice on Ice at Low Sliding Velocities”. In : *Philosophical Magazine A* 80.5 (2000), p. 1093–1110. DOI : 10.1080/01418610008212103.
 - [46] Arnold D. KERR. “The Bearing Capacity of Floating Ice Plates Subjected to Static or Quasi-Static Loads”. In : *Journal of Glaciology* 17.76 (1976/ed), p. 229–268. DOI : 10.3189/S0022143000013575.
 - [47] Arnold D. KERR. “On the Determination of Horizontal Forces a Floating Ice Plate Exerts on a Structure”. In : *Journal of Glaciology* 20.82 (1978/ed), p. 123–134. DOI : 10.3189/S0022143000198028.
 - [48] S. Samuel LI. “Estimates of the Manning’s Coefficient for Ice-Covered Rivers”. In : *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Water Management* 165.9 (2012), p. 495–505. DOI : 10.1680/wama.11.00017.
 - [49] Bernard MICHEL. *Ice Mechanics*. Presses de l’Université Laval, 1978.
 - [50] MINISTÈRE DES TRANSPORTS DU QUÉBEC. *Fiche 16153*. Inventaire et inspection des structures. 2017. URL : <https://www.transports.gouv.qc.ca/fr/projets-infrastructures/structures/Pages/inventaires-structures.aspx> (visité le 15/01/2020).
 - [51] C.James MONTGOMERY, Robert GERARD et A.William LIPSETT. “Dynamic Response of Bridge Piers to Ice Forces.” In : *Canadian journal of civil engineering* 7.2 (1980), p. 345–356. DOI : 10.1139/180-042.
 - [52] C.J. MONTGOMERY et al. “Application of Ice Engineering to Bridge Design Standards”. In : 1984, p. 795–810.
 - [53] NATIONAL HYDROLOGY RESEARCH INSTITUTE. *Environmental Aspects of River Ice*. Sous la dir. de T. D. PROWSE et N. GRIDLEY. 5. National Hydrology Research Institute, 1993. 169 p.
 - [54] NIAGARA FALLS INFO. *The Honeymoon Steel Arch Bridge*. Niagara Falls Info. 2017. URL : <https://www.niagarafallsinfo.com/niagara-falls-history/niagara-falls-municipal-history/historic-bridges-in-niagara/the-honeymoon-steel-arch-bridge/> (visité le 15/01/2020).
 - [55] NIAGARA FRONTIER. *The Collapse of the Honeymoon Bridge*. Niagara Frontier. 2007. URL : <http://www.niagarafrontier.com/madisonsale.html> (visité le 15/01/2020).
 - [56] W. A. NIXON et E. M. SCHULSON. “A Micromechanical View of The Fracture Toughness of Ice”. In : *Journal de Physique Colloques* 48.C1 (1987), pages. DOI : 10.1051/jphyscol:1987144.
-

-
- [57] W. A. NIXON et E. M. SCHULSON. “The Fracture Toughness of Ice Over a Range of Grain Sizes”. In : *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering* 110.2 (1988), p. 192–196. DOI : 10.1115/1.3257050.
- [58] T. D. NORTHWOOD. “Sonic Determination of the Elastic Properties of Ice”. In : *Canadian Journal of Research* 25a.2 (1947), p. 88–95. DOI : 10.1139/cjr47a-011.
- [59] Andrew PALMER, Yue QIANJIN et Guo FENGWEI. “Ice-Induced Vibrations and Scaling”. In : *Cold Regions Science and Technology* 60.3 (2010), p. 189–192. DOI : 10.1016/j.coldregions.2009.11.005.
- [60] Deepa PARAKH. *Fall of the Honeymoon Bridge*. Lundy’s Lane Historical Museum, 1997.
- [61] Ernest PARISET, René HAUSSE et André GAGNON. “Formation of Ice Covers and Ice Jams in Rivers”. In : *Journal of the Hydraulics Division* 92.6 (1966), p. 1–24. URL : <https://cedb.asce.org/CEDBsearch/record.jsp?dockey=0014120> (visité le 03/12/2019).
- [62] Patrick PAULTRE. *Dynamique des structures : application aux ouvrages de génie civil*. 2018.
- [63] Angela H. A. PENNY. “A Theoretical Determination of the Elastic Constants of Ice”. In : *Mathematical Proceedings of the Cambridge Philosophical Society* 44.3 (1948), p. 423–439. DOI : 10.1017/S0305004100024427.
- [64] J. J. PETROVIC. “Review Mechanical Properties of Ice and Snow”. In : *Journal of Materials Science* 38.1 (2003), p. 1–6. DOI : 10.1023/A:1021134128038.
- [65] T. J. O. SANDERSON. *Ice Mechanics : Risks to Offshore Structures*. Graham & Trotman, 1988. 253 p.
- [66] Erland M. SCHULSON. “The Fracture of Ice Ih”. In : *Journal de Physique Colloques* 48.C1 (1987), pages. DOI : 10.1051/jphyscol:1987129.
- [67] Erland M. SCHULSON. “The Brittle Compressive Fracture of Ice”. In : *Acta Metallurgica et Materialia* 38.10 (1990), p. 1963–1976. DOI : 10.1016/0956-7151(90)90308-4.
- [68] Erland M. SCHULSON. “The Structure and Mechanical Behavior of Ice”. In : *JOM* 51.2 (1999), p. 21–27. DOI : 10.1007/s11837-999-0206-4.
- [69] Erland M. SCHULSON. “Brittle Failure of Ice”. In : *Engineering Fracture Mechanics* 68.17 (2001), p. 1839–1887. DOI : 10.1016/S0013-7944(01)00037-6.
- [70] Erland M. SCHULSON et Paul DUVAL. *Creep and Fracture of Ice*. Cambridge University Press, 2009. 401 p.
- [71] N. K. SINHA. “Rheology of Columnar-Grained Ice”. In : *Experimental Mechanics* 18.12 (1978), p. 464–470. DOI : 10.1007/BF02324282.
- [72] N. K. SINHA. “Short-Term Rheology of Polycrystalline Ice”. In : *Journal of Glaciology* 21.85 (1978), p. 457–473.
- [73] N. K. SINHA. “Grain Boundary Sliding in Polycrystalline Materials”. In : *Philosophical Magazine A* 40.6 (1979), p. 825–842.
-

-
- [74] N. K. SINHA. “Creep Model of Ice for Monotonically Increasing Stress”. In : *Cold Regions Science and Technology* 8.1 (1983), p. 25–33. DOI : 10.1016/0165-232X(83)90014-9.
- [75] N. K. SINHA, G. W. TIMCO et R. FREDERKING. “Recent Advances in Ice Mechanics in Canada”. In : *Applied Mechanics Reviews* 40.9 (1987), p. 1214–1231. DOI : 10.1115/1.3149553.
- [76] Devinder S. SODHI. “Vertical Penetration of Floating Ice Sheets”. In : *International Journal of Solids and Structures* 35.31 (1998), p. 4275–4294. DOI : 10.1016/S0020-7683(97)00316-8.
- [77] Devinder S. SODHI et Robert B. HAEHNEL. “Crushing Ice Forces on Structures”. In : *Journal of Cold Regions Engineering* 17.4 (2003), p. 153–170. DOI : 10.1061/(ASCE)0887-381X(2003)17:4(153).
- [78] G. W. TIMCO et R. M. W. FREDERKING. “Comparative Strengths of Fresh Water Ice”. In : *Cold Regions Science and Technology* 6.1 (1982), p. 21–27. DOI : 10.1016/0165-232X(82)90041-6.
- [79] G. W. TIMCO et R. M. W. FREDERKING. “An Investigation of the Failure Envelope of Granular / Discontinuous-Columnar Sea Ice”. In : *Cold Regions Science and Technology* 9.1 (1984), p. 17–27. DOI : 10.1016/0165-232X(84)90044-2.
- [80] G. W. TIMCO et R. M. W. FREDERKING. “Confined Compression Tests : Outlining the Failure Envelope of Columnar Sea Ice”. In : *Cold Regions Science and Technology* 12.1 (1986), p. 13–28. DOI : 10.1016/0165-232X(86)90016-9.
- [81] G. W. TIMCO et R. M. W. FREDERKING. “A Review of Sea Ice Density”. In : *Cold Regions Science and Technology* 24.1 (1996), p. 1–6. DOI : 10.1016/0165-232X(95)00007-X.
- [82] G. W. TIMCO et S. O.’BRIEN. “Flexural Strength Equation for Sea Ice”. In : *Cold Regions Science and Technology* 22.3 (1994), p. 285–298. DOI : 10.1016/0165-232X(94)90006-X.
- [83] G. W. TIMCO et W. F. WEEKS. “A Review of the Engineering Properties of Sea Ice”. In : *Cold Regions Science and Technology* 60.2 (2010), p. 107–129. DOI : 10.1016/j.coldregions.2009.10.003.
- [84] G.W. TIMCO et M JOHNSTON. “Ice Loads on the Caisson Structures in the Canadian Beaufort Sea”. In : *Cold Regions Science and Technology* 38.2-3 (2004), p. 185–209. DOI : 10.1016/j.coldregions.2003.10.007.
- [85] UNITED PRESS INTERNATIONAL ARCHIVES. *Flooding Washes out Railroad Bridge, Prompts Evacuations*. United Press International Archive. 1987. URL : <https://www.upi.com/Archives/1987/04/02/Flooding-washes-out-railroad-bridge-prompts-evacuations/6274544338000/> (visité le 15/01/2020).
- [86] M.S. UZUMER et J.F. KENNEDY. *Hydraulics and Mechanics of River Ice Jams*. Iowa Institute of Hydraulic Research Report 161. 1974, p. 158.
- [87] Wilford WEEKS et Andrew ASSUR. “The Mechanical Properties of Sea Ice”. In : (1967), p. 96.
-

-
- [88] J. WEERTMAN. “Creep Deformation of Ice”. In : *Annual review of earth and planetary sciences. Vol. 11* (1983), p. 215–240.
 - [89] Tomasz WIERZBICKI. “Spalling and Buckling of Ice Sheets”. In : 1985, p. 953–961.
 - [90] F.M. WILLIAMS et B.L. PARSONS. “Size Effect in the Flexural Strength of Ice”. In : *Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering - OMAE. T. 4.* 1994, p. 15–22.
-